

# **Untersuchungen zum Einfluss der Spannungsgeometrie auf das Verformungs- und Schädigungsverhalten von Steinsalz**

Von der  
Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften  
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina  
zu Braunschweig

zur Erlangung des Grades eines  
**Doktoringenieurs (Dr.-Ing.)**  
genehmigte

**Dissertation**

von  
Andreas Gährken  
geboren am 15.08.1985  
aus Arnsberg

Eingereicht am: 04. Dezember 2017

Disputation am: 18. Mai 2018

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. J. Stahlmann  
Prof. Dr.-Ing. S. Heusermann

2018



# Zusammenfassung

Bei der Auffahrung von Hohlräumen im Steinsalz, beispielsweise bei der Errichtung eines Endlagers für radioaktive oder chemotoxische Abfälle, entsteht durch den nun fehlenden Widerstand an der Hohlraumkontur die sogenannte Auflockerungszone. Diese ist charakterisiert durch eine Rissbildung parallel zur Kontur, wodurch die Permeabilität des Steinsalzes deutlich zunimmt. Die Ausdehnung der Auflockerungszone ist von großer Bedeutung für die Planung und den Bau eines Abdichtungsbauwerks.

Steinsalz weist ein komplexes Materialverhalten auf, welches durch das Stoffmodell *TUBSsalt* abgebildet werden kann. Dieses kann die Kriechanteile aus primärem, sekundärem und tertiärem Kriechen darstellen, sowie Schädigung, Bruch, Verheilung und Einfluss der Temperatur.

Anhand der Auswertung einer Reihe von Laborsuchen an Steinsalz aus der Nähe von Cayuta, New York, USA wurden mehrere Phänomene festgestellt, die bisher von *TUBSsalt* nicht berücksichtigt wurden. Im Einzelnen sind dies das erneute Einsetzen des primären Kriechens nach einem Wechsel der Spannungsgeometrie zwischen Kompression und Extension, größere primäre Verformungen bei einer Belastung im Zustand der Extension sowie eine Dilatanzgrenze, welche bei einer Extensionsbelastung etwa 30 % niedriger ist als bei einer Kompressionsbelastung.

In dieser Arbeit wird ein Ansatz entwickelt, welcher den Lode-Winkel in der Formulierung der primären Verfestigung berücksichtigt. Diese ist maßgeblich für den Verlauf des primären Kriechens verantwortlich. Der Verfestigungsparameter wird aufgeteilt in Anteile bedingt durch Extensions-, Schub- und Kompressionsbelastung, welche je nach Spannungsgeometrie wirken.

Die bisher lediglich anhand von Laborversuchen unter Kompressionsbelastung formulierte Dilatanzgrenze wird zur Berücksichtigung der Extension erweitert. Dies führt zu einer Verringerung der Dilatanzgrenze um bis zu 35 % bei einem Wechsel der Spannungsgeometrie von reiner Kompression zu reiner Extension.

Die Weiterentwicklung von *TUBSsalt* wird zunächst anhand der Versuchsergebnisse verifiziert. Anschließend erfolgt die Berechnung einer generischen Strecke mit Offenhaltungs- und Verschlussphase. Es zeigt sich, dass die bisherigen Ansätze nicht konservativ abdeckend sind, da die Berücksichtigung der Spannungsgeometrie sowohl zu einer größeren Ausdehnung der Auflockerungszone als auch zu einer stärkeren Schädigung führt.

# Abstract

When excavating cavities in rock salt, e.g. for the construction of a repository for radioactive or chemotoxic waste, the lack of resistance on the cavity contour results in the so-called excavation damaged zone. This area is characterized by crack formation parallel to the contour which significantly increases the permeability of the rock salt. The extent of the excavation damaged zone is of great importance for the planning and installation of a sealing structure.

Rock salt shows a complex material behavior which can be represented by the material model *TUBSsalt*. This model can describe primary, secondary, and tertiary creep, as well as damage, failure, healing and influence of temperature.

Based on the evaluation of a series of laboratory tests with rock salt from the vicinity of Cayuta, New York, USA, several phenomena were identified which have not yet been considered by *TUBSsalt*. In particular, these are the occurrence of primary creep after a change in load geometry between compression and extension, greater primary deformations under a load in the state of extension, and a dilatancy boundary which is approximately 30 % lower under an extension load than under a compression load.

In this thesis an approach is developed which takes into account the Lode angle in the formulation of primary hardening. This parameter is largely responsible for the development of the primary creep. The hardening parameter is divided into parts representing hardening due to extension, shear and compression loads, which act according to the stress geometry.

The dilatancy boundary which was previously formulated on the basis of laboratory tests under compression load only is now extended to consider extension load as well. This reduces the dilatancy boundary by up to 35 % when changing the stress geometry from pure compression to pure extension.

The further development of *TUBSsalt* is first verified on the basis of the test results. This is followed by the calculation of a generic drift with an opening and sealing phase. It is shown that the previous approaches are not conservative, since the consideration of the stress geometry leads both to a greater expansion of the excavation damaged zone and to a greater damage value.



# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>3</b>
<b>2</b>	<b>Motivation</b>	<b>5</b>
<b>3</b>	<b>Mathematisch-mechanische Grundlagen</b>	<b>9</b>
3.1	Vorbemerkungen und Konventionen . . . . .	9
3.2	Spannungszustand im Hauptspannungsraum . . . . .	10
3.3	Isotropes und anisotropes Verhalten . . . . .	14
<b>4</b>	<b>Literaturübersicht</b>	<b>17</b>
4.1	Mechanische Eigenschaften von Steinsalz . . . . .	17
4.2	Überblick über Stoffmodelle für Steinsalz . . . . .	24
4.3	Materialbedingte oder schädigungsbedingte Anisotropie . . . . .	27
4.3.1	Einleitung . . . . .	27
4.3.2	Fels . . . . .	28
4.3.3	Steinsalz . . . . .	30
4.3.4	Beton . . . . .	34
<b>5</b>	<b>Methodisches Vorgehen</b>	<b>37</b>
5.1	Einleitung . . . . .	37
5.2	Extensions- und Kompressionsversuche an Steinsalz . . . . .	37
5.2.1	Versuche von Hunsche und Schulze . . . . .	37
5.2.2	Versuche von Mellegard et al. . . . .	40
5.3	Stoffmodell <i>TUBSsalt</i> . . . . .	50
5.3.1	Allgemeines . . . . .	50
5.3.2	Temperatur . . . . .	52
5.3.3	Elastisches Verhalten . . . . .	53
5.3.4	Primäres Kriechen und Erholung . . . . .	53
5.3.5	Sekundäres Kriechen . . . . .	55
5.3.6	Tertiäres Kriechen . . . . .	55
5.3.7	Kriech- und Schubbruch . . . . .	56
5.3.8	Verheilung . . . . .	56
5.3.9	Zugbruch . . . . .	57
5.3.10	Darstellung der Ausgangsversion . . . . .	57
<b>6</b>	<b>Ansatz zur Berücksichtigung des Lode-Winkels</b>	<b>63</b>
6.1	Einleitung . . . . .	63

## *Inhaltsverzeichnis*

6.2	Erneutes Einsetzen des primären Kriechens . . . . .	64
6.3	Größere Verformungen im Extensionszustand . . . . .	67
6.4	Dilatanz- und Bruchfestigkeit für Kompression und Extension . . . . .	70
<b>7</b>	<b>Berechnung einer generischen Strecke</b>	<b>73</b>
7.1	Berechnungsmodell . . . . .	73
7.2	Zustand direkt nach Auffahrung . . . . .	77
7.3	Darstellung der Berechnungsergebnisse . . . . .	79
7.4	Schädigungsvolumendehnung . . . . .	79
7.5	Betrag der Verformung . . . . .	85
7.6	Vergleichsspannung . . . . .	85
<b>8</b>	<b>Schlussfolgerung und Ausblick</b>	<b>91</b>
<b>A</b>	<b>Literatur</b>	<b>93</b>
<b>B</b>	<b>Versuchs- und Berechnungsdiagramme</b>	<b>99</b>
B.1	Ergänzung zu Abschnitt 5.2.2 . . . . .	100
B.2	Ergänzung zu Abschnitt 6.2 . . . . .	104
B.3	Ergänzung zu Abschnitt 6.3 . . . . .	106
<b>C</b>	<b>Formeln</b>	<b>109</b>
C.1	Ergänzung zu Abschnitt 3.3 . . . . .	109
C.2	Ergänzung zu Abschnitt 6.1 . . . . .	109
<b>D</b>	<b>Ergänzende Berechnungsergebnisse</b>	<b>111</b>

# 1 Einleitung

Die Untersuchung der Eignung von Steinsalz für die End- oder Tiefenlagerung von schwach-, mittel- und wärmeentwickelnden hochradioaktiven sowie chemotoxischen Abfällen beschäftigt die Fachwelt, Politik sowie öffentliche Meinung. Neben der Entwicklung von Einlagerungstechniken, der Erstellung von Analysen und Nachweisen zur Ausbreitung gefährlicher Stoffe und einer eventuellen Rückholbarkeit sind die mechanischen Eigenschaften des Wirtsgesteins von der Auffahrung bis zur endgültigen Schließung eines untertägigen Hohlraums von zentraler Bedeutung. Auch nach jahrzehntelanger internationaler Forschung gibt es hier nach wie vor einige Fragestellungen, die bisher nur unzureichend oder noch nicht abschließend betrachtet wurden.

Ein Beispiel dafür ist das schädigungsinduzierte anisotrope mechanische Verhalten von Steinsalz bei unterschiedlichen Belastungszuständen. Eine gängige Vereinfachung in der Praxis der aktuellen Anwendung höherwertiger Stoffmodelle für Steinsalz ist es, von einem isotropen Steifigkeits- und Festigkeitsverhalten auszugehen. Für bestimmte Fragestellungen ist diese Herangehensweise ausreichend genau, allerdings stößt sie in anderen Bereichen an ihre Grenzen. So ist bspw. die hohlraumnahe Auflockerungszone (ALZ) geprägt von Spannungszuständen im Bereich der Extension, welche zur Entstehung von Schädigung im Gebirge mit orientierter Mikrorissbildung und damit verbunden zu einer anisotropen höheren Permeabilität führen können.

Für die Entwicklung von Abdichtungsbauwerken zur Gewährleistung eines sicheren Einschlusses von Abfallstoffen ist die Frage der Durchlässigkeit gegenüber Fluiden in der Abdichtung selber und im umliegenden Gebirge von zentraler Bedeutung. Gerade das transiente Kriechen, welches bei der Betrachtung des Verformungsverhaltens in manchen Stoffmodellen auch heutzutage nicht berücksichtigt wird, gewinnt hier an großer Bedeutung, da dieses schon in relativ kurzer Zeit für die Entstehung einer ALZ mitverantwortlich ist. Zur Bewertung der Permeabilität ist außerdem die Kenntnis der Dilatanzgrenze als Übergang zur Schädigung wichtig.

Für diese durch Schädigung infolge Mikrorissbildung gekennzeichneten Bereiche des mechanischen Verhaltens von Steinsalz ist eine Betrachtung der schädigungsinduzierten Anisotropie von großer Bedeutung, um möglichst realitätsnahe Prognosen erstellen zu können. Anhand der Ergebnisse von experimentellen Untersuchungen zum Einfluss anisotroper Belastung in Form von Kompressions- und Extensionsversuchen soll diese Kenntnislücke geschlossen werden.



## 2 Motivation

Für die Genehmigung von End- oder Tiefenlagern ist ein Nachweis der Langzeitsicherheit erforderlich, der auch die Abdichtung der Einlagerungsstrecken umfasst. Bei den dafür benötigten Abdichtungsbauwerken gibt es noch Aspekte aus verschiedenen ingenieurwissenschaftlichen Disziplinen, die genauer untersucht werden müssen (vgl. (Stahlmann, Missal und Gährken, 2015)). Dies betrifft bspw. den Bergbau, die Geotechnik sowie die Baustofftechnologie. Im Bereich der Geotechnik ist dabei die Betrachtung der sogenannten Auflockerungszone von zentraler Bedeutung. Durch die Auffahrung eines Hohlraums wird der Primärspannungszustand derart gestört, dass sich die Spannungen um den Hohlraum herum umlagern. Da durch die Auffahrung die Stützung der Kontur entfernt wird, bilden sich Deviatorspannungen aus, die für Kriechverformungen des Gebirges und nachfolgend für Hohlraumkonvergenzen verantwortlich sind. In Abbildung 2.1 sind diese Konvergenzen als Verschiebungen  $\delta$  in Längs- und Querschnitt einer Strecke im Salzgestein dargestellt. Durch die Konvergenzen kommt es zu einer Auflockerung im Gestein, die mit einer Schädigung im Bereich der ALZ infolge von Mikro- und Makrorissen einhergehen kann. Diese verlaufen vornehmlich parallel zur Hohlraumkontur und verursachen damit eine im Vergleich zum ungestörten Steinsalz signifikant erhöhte Permeabilität. Durch ein Nachschneiden der ALZ vor Einbau eines Abdichtungsbauwerks können die negativen Effekte auf die Permeabilität der Abdichtung verringert werden. Dazu ist es erforderlich, die Ausdehnung und Qualität der ALZ bewerten zu können.

Abbildung 2.2 zeigt einen idealisierten Ausschnitt aus einer Hohlraumwandung. Bedingt durch die Auffahrung des Hohlraums kommt es zu einer Entlastung an der Kontur. Ohne die Stützung durch einen Ausbauwiderstand bauen sich die Spannungen  $\sigma_1$  durch Kriechverzerrungen des Gebirges und durch dadurch bedingte Verschiebungen der Hohlraumkontur  $\delta$  ab. In den übrigen Richtungen ist mit einer Einspannung zu rechnen, die aufgrund von Spannungsumlagerungen um den Hohlraum herum noch über dem Primärspannungszustand liegen kann. Bedingt durch diesen Spannungszustand der Extension kann von Gebirgsverformungen ausgegangen werden, die in den Hohlraum gerichtet sind und Risse senkrecht zur Richtung der Verformungen hervorrufen. In (Lux, 1984) ist dargestellt, dass im Nahbereich untertägiger Hohlräume in den meisten Fällen ein Spannungszustand vorliegt, der Extension bewirkt. Für eine Prognose dieser Situation ist die Berücksichtigung des kompletten Spannungszustands notwendig.

Aufgrund der Erkenntnisse einer in (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) und (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007) durchgeführten und in Abschnitt 5.2.2 näher vorgestellten Reihe von Extensions- und Kompressionsversuchen wurde festgestellt, dass es bisher nicht berücksichtigte Einflüsse der Anisotropie auf das Steifigkeits- und Festigkeitsverhalten von Steinsalz bei unterschiedlichen Belastungszuständen im Schädigungs-

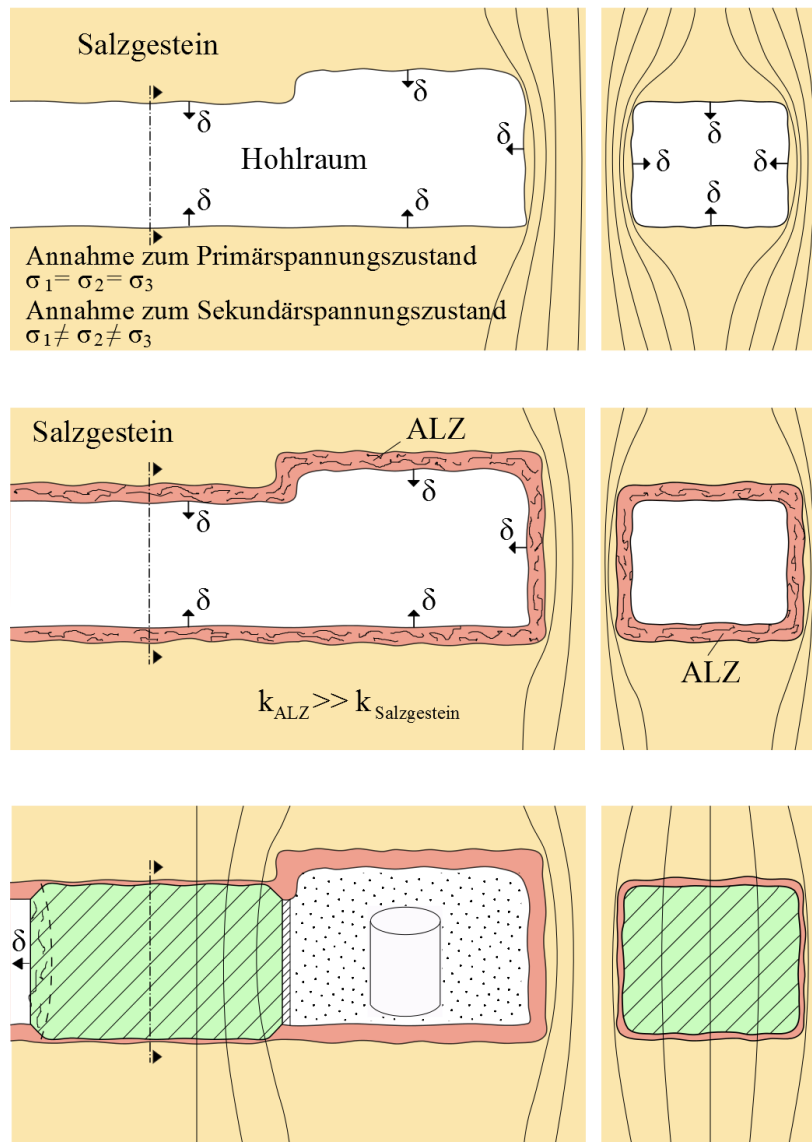


Abbildung 2.1: Auffahrung eines Hohlraums im Steinsalz in Längs- und Querschnitt mit Darstellung der Gebirgsspannungstrajektorien (aus (Stahlmann, Missal und Gährken, 2015))

Oben: Situation direkt nach der Auffahrung

Mitte: Entstehung einer Auflockerungszone

Unten: Situation nach Einbau eines Abdichtungsbauwerks

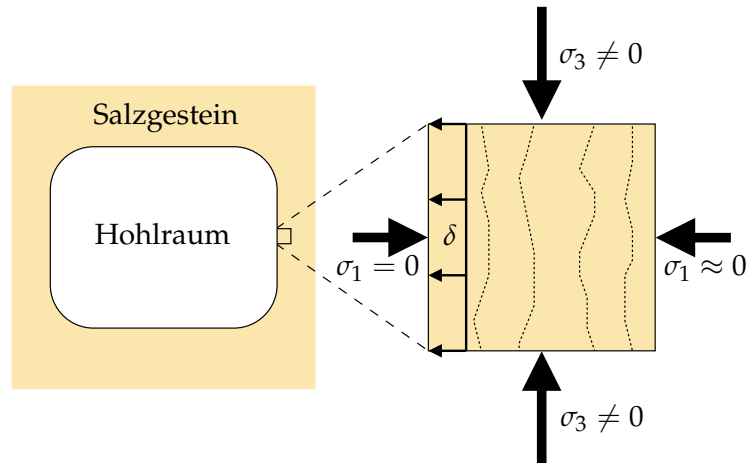


Abbildung 2.2: Zustand an der Hohlraumkontur

bereich gibt. Diese Einflüsse treten sowohl im transienten als auch im tertiären Kriechen auf. Üblicherweise liegt das Hauptaugenmerk für Langzeitprognosen jedoch auf dem stationären Kriechen, weshalb diese Aspekte bisher nicht ausreichend betrachtet wurden.

Bevor die Problemstellung der schadigungsinduzierten Anisotropie betrachtet werden kann, wird zunächst in Abschnitt 4.1 das mechanische Verhalten von Steinsalz und in Abschnitt 4.2 die Umsetzung in ausgewählten Stoffmodellen, die dem Stand der Forschung entsprechen, vorgestellt. Dazu zählt auch das Modell *TUBSsalt*, welches am Institut für Grundbau und Bodenmechanik der Technischen Universität Braunschweig entwickelt wurde (vgl. (Gährken, Missal und Stahlmann, 2015) und (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016a)). Dieses kann transientes, stationäres und schadigungsinduziertes Kriechen sowie Schädigung, Bruch, Verheilung und Temperatureinfluss darstellen und wird in Abschnitt 5.3 vorgestellt. Es wird außerdem überprüft, ob bei anderen gebräuchlichen Baustoffen ähnliche Ausprägungen der Anisotropie beobachtet werden können und wie diese in den üblichen Ansätzen berücksichtigt werden.

Schließlich soll ein eigener Ansatz entwickelt werden, der die im Abschnitt 5.2 anhand der Versuchsergebnisse identifizierten Phänomene beschreiben kann:

1. Erneutes Einsetzen des transienten Kriechens bei jedem Lastwechsel zwischen Extensions- und Kompressionszuständen
2. Unterschiedliche transiente Kriechraten bei Extensions- und Kompressionszuständen
3. Unterschiedliche Dilatanz- und Bruchfestigkeiten bei Extensions- und Kompressionszuständen

Der Ansatz wird anschließend im Stoffmodell *TUBSsalt* implementiert und anhand ausgewählter Laborversuche validiert.





# 3 Mathematisch-mechanische Grundlagen

## 3.1 Vorbemerkungen und Konventionen

In dieser Arbeit wird die in der Mechanik übliche Definition der Spannungen verwendet, da sie den Konventionen des im späteren Verlauf der Arbeit verwendeten numerischen Programmsystems *FLAC3D* entspricht. Dementsprechend werden Druckspannungen negativ und Zugspannungen positiv dargestellt. Für die Darstellung der Hauptspannungen  $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$  ist damit  $\sigma_1$  die größte Hauptspannung, also je nach Spannungszustand die größte Zug- oder betragsmäßig kleinste Druckspannung. Die kleinste Hauptspannung  $\sigma_3$  entspricht der kleinsten Zug- bzw. betragsmäßig größten Druckspannung.

Bei der Formulierung in tensorieller Schreibweise wird ein fettgedrucktes Symbol für die Spannungen  $\sigma$  und Verzerrungen  $\epsilon$  verwendet. Die einzelnen Komponenten werden für ein kartesisches Koordinatensystem durch Indizes dargestellt. Der entsprechende Tensor wird unter Ausnutzung der Symmetrie für Spannungen (Gleichung (3.1)) und Verzerrungen (Gleichung (3.2)) von neun auf sechs Einträge vereinfacht.

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_y & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \rightarrow \sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ & \sigma_y & \sigma_{yz} \\ \text{(sym.)} & & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

$$\epsilon = \begin{bmatrix} \epsilon_x & \epsilon_{xy} & \epsilon_{xz} \\ \epsilon_{yx} & \epsilon_y & \epsilon_{yz} \\ \epsilon_{zx} & \epsilon_{zy} & \epsilon_z \end{bmatrix} \rightarrow \epsilon = \begin{bmatrix} \epsilon_x & \epsilon_{xy} & \epsilon_{xz} \\ & \epsilon_y & \epsilon_{yz} \\ \text{(sym.)} & & \epsilon_z \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

Die in dieser Arbeit erwähnten triaxialen Spannungsbedingungen entsprechen in der Regel der in der Boden- und Felsmechanik üblichen Vereinfachung auf eine Spannung in axialer Richtung  $\sigma_{\text{Axial}}$  sowie die Mantelspannung  $\sigma_{\text{Mantel}}$  in radialer Richtung des Probekörpers. Dies führt dazu, dass die mittlere Hauptspannung je nach Belastungszustand bei Kompression den Wert der größten und bei Extension den Wert der kleinsten Hauptspannung annimmt. In Abbildung 3.1 sind die beiden Zustände qualitativ dargestellt. Sofern Versuche mit echt triaxialen Spannungszuständen mit  $\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$  vorliegen, ist dies ausdrücklich erwähnt.

Im Zuge dieser Arbeit wird eine Variation des Föppl-Symbols bzw. der Föppl-Klammer nach (Gross, Hauger, J. Schröder u. a., 2016) verwendet. In Gleichung (3.3) ist die zur Anwendung kommende Definition gegeben.

$$\langle x - a \rangle = \begin{cases} 0 & \text{für } x < a \\ x - a & \text{für } x \geq a \end{cases} \quad (3.3)$$

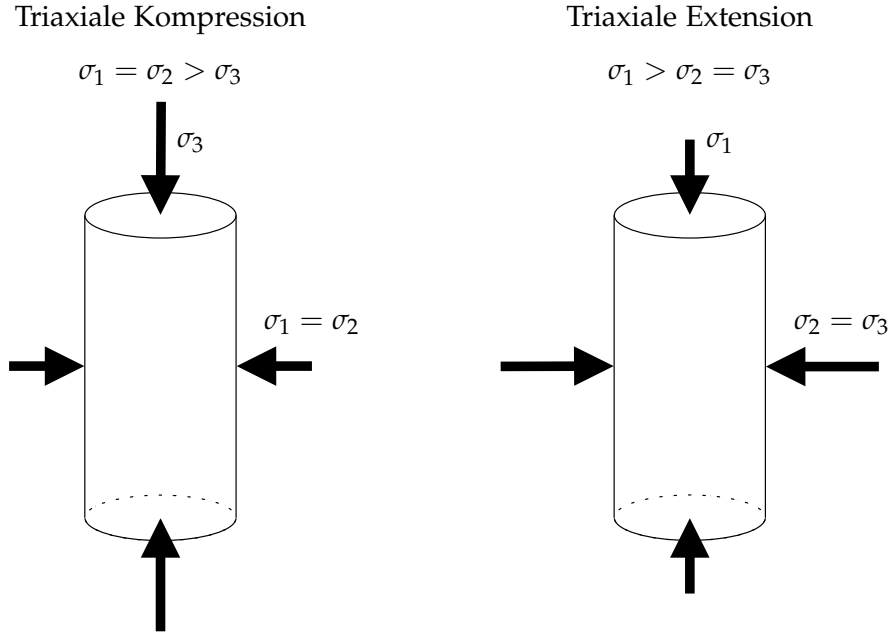


Abbildung 3.1: Qualitative Darstellung von Kompressions- und Extensionsbelastung (nach (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007))

### 3.2 Spannungszustand im Hauptspannungsraum

In den folgenden Ausführungen wird eine Darstellung der Spannungen über die Invarianten des Spannungstensors sowie des Spannungsdeviators gewählt. Diese Schreibweise ist unabhängig von Transformation oder Rotation des Koordinatensystems allgemein gültig und lässt daher einen Vergleich der Spannungszustände zu.

Die Invarianten des Spannungstensors sind (nach (Vittinghoff, 2002)) in Gleichung (3.4) bis (3.6) dargestellt. Dabei beziehen sich die Spannungen  $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$  auf ein kartesisches Koordinatensystem, wohingegen mit  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  die Hauptspannungen bezeichnet werden.

$$I_1(\sigma) = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (3.4)$$

$$I_2(\sigma) = \sigma_x \cdot \sigma_y + \sigma_y \cdot \sigma_z + \sigma_z \cdot \sigma_x - \sigma_{xy}^2 - \sigma_{yz}^2 - \sigma_{xz}^2$$

$$= \sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_2 \cdot \sigma_3 + \sigma_3 \cdot \sigma_1 \quad (3.5)$$

$$I_3(\sigma) = \sigma_x \cdot \sigma_y \cdot \sigma_z + 2 \cdot \sigma_{xy} \cdot \sigma_{yz} \cdot \sigma_{xz} - \sigma_x \cdot \sigma_{yz}^2 - \sigma_y \cdot \sigma_{xz}^2 - \sigma_z \cdot \sigma_{xy}^2$$

$$= \sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3 \quad (3.6)$$

Über die erste Invariante  $I_1(\sigma)$  lässt sich die mittlere Normalspannung  $\sigma_m$  nach Gleichung (3.7) bestimmen. Mit der mittleren Normalspannung kann der allgemeine Spannungszustand  $\sigma$  aus Gleichung (3.1) nach (Schauer, 2015) in einen hydrostatischen Anteil  $\sigma_m$  (Gleichung (3.8)) und einen deviatorischen Anteil  $s$  (Gleichung (3.9)) aufgeteilt werden.

$$\sigma_m = \frac{I_1(\sigma)}{3} = \frac{1}{3} \cdot (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) \quad (3.7)$$

$$\sigma_m = \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ & \sigma_m & 0 \\ (\text{sym.}) & & \sigma_m \end{bmatrix} \quad (3.8)$$

$$\mathbf{s} = \begin{bmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ & \sigma_y - \sigma_m & \sigma_{yz} \\ (\text{sym.}) & & \sigma_z - \sigma_m \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

Der hydrostatische Anteil ist für Volumenänderungen verantwortlich, der deviatorische Anteil dagegen für volumentreue Gestaltänderungen.

Die Invarianten des Spannungsdeviators sind (nach (Schweiger, 1995) und (Vittinghoff, 2002)) in Gleichung (3.10) bis (3.12) beschrieben. Zusätzlich wird die von-Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{eq}$  (nach (Issler, Ruoff und Häfele, 2006)) in Gleichung (3.13) eingeführt, welche üblicherweise zur Darstellung der Größe des Spannungsdeviators verwendet wird.

$$J_1(\sigma) = (\sigma_x - \sigma_m) + (\sigma_y - \sigma_m) + (\sigma_z - \sigma_m) = 0 \quad (3.10)$$

$$\begin{aligned} J_2(\sigma) &= \frac{1}{6} \cdot [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] + \sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2 \\ &= \frac{1}{6} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \end{aligned} \quad (3.11)$$

$$\begin{aligned} J_3(\sigma) &= (\sigma_x - \sigma_m) \cdot (\sigma_y - \sigma_m) \cdot (\sigma_z - \sigma_m) + 2 \cdot \sigma_{xy} \cdot \sigma_{yz} \cdot \sigma_{zx} \\ &\quad - \sigma_{yz}^2 \cdot (\sigma_x - \sigma_m) - \sigma_{xy}^2 \cdot (\sigma_z - \sigma_m) - \sigma_{zx}^2 \cdot (\sigma_y - \sigma_m) \\ &= (\sigma_1 - \sigma_m) \cdot (\sigma_2 - \sigma_m) \cdot (\sigma_3 - \sigma_m) \end{aligned} \quad (3.12)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{3 \cdot J_2(\sigma)} \quad (3.13)$$

Analog zu den Spannungs-Invarianten lassen sich auch die Invarianten für Verzerrungen bestimmen. Diese sind in Gleichung (3.14) bis (3.19) dargestellt.

$$I_1(\epsilon) = \epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z = \epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 \quad (3.14)$$

$$\begin{aligned} I_2(\epsilon) &= \epsilon_x \cdot \epsilon_y + \epsilon_y \cdot \epsilon_z + \epsilon_z \cdot \epsilon_x - \epsilon_{xy}^2 - \epsilon_{yz}^2 - \epsilon_{xz}^2 \\ &= \epsilon_1 \cdot \epsilon_2 + \epsilon_2 \cdot \epsilon_3 + \epsilon_3 \cdot \epsilon_1 \end{aligned} \quad (3.15)$$

$$\begin{aligned} I_3(\epsilon) &= \epsilon_x \cdot \epsilon_y \cdot \epsilon_z + 2 \cdot \epsilon_{xy} \cdot \epsilon_{yz} \cdot \epsilon_{xz} - \epsilon_x \cdot \epsilon_{yz}^2 - \epsilon_y \cdot \epsilon_{xz}^2 - \epsilon_z \cdot \epsilon_{xy}^2 \\ &= \epsilon_1 \cdot \epsilon_2 \cdot \epsilon_3 \end{aligned} \quad (3.16)$$

$$J_1(\epsilon) = (\epsilon_x - \epsilon_m) + (\epsilon_y - \epsilon_m) + (\epsilon_z - \epsilon_m) = 0 \quad (3.17)$$

$$\begin{aligned} J_2(\epsilon) &= \frac{1}{6} \cdot [(\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + (\epsilon_y - \epsilon_z)^2 + (\epsilon_z - \epsilon_x)^2] + \epsilon_{xy}^2 + \epsilon_{yz}^2 + \epsilon_{zx}^2 \\ &= \frac{1}{6} \cdot [(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_3 - \epsilon_1)^2] \end{aligned} \quad (3.18)$$

$$\begin{aligned} J_3(\epsilon) &= (\epsilon_x - \epsilon_m) \cdot (\epsilon_y - \epsilon_m) \cdot (\epsilon_z - \epsilon_m) + 2 \cdot \epsilon_{xy} \cdot \epsilon_{yz} \cdot \epsilon_{zx} \\ &\quad - \epsilon_{yz}^2 \cdot (\epsilon_x - \epsilon_m) - \epsilon_{xy}^2 \cdot (\epsilon_z - \epsilon_m) - \epsilon_{zx}^2 \cdot (\epsilon_y - \epsilon_m) \\ &= (\epsilon_1 - \epsilon_m) \cdot (\epsilon_2 - \epsilon_m) \cdot (\epsilon_3 - \epsilon_m) \end{aligned} \quad (3.19)$$

Abbildung 3.2 (links) zeigt zur grafischen Interpretation der Invarianten einen beliebigen Spannungszustand im Hauptspannungsraum als Spannungspunkt  $P$ . Dieser liegt auf der Deviator- oder  $\pi$ -Ebene, welche normal zur Raumdiagonalen steht. Diese ist in der Abbildung gestrichelt dargestellt. Der Abstand zwischen Ursprung und Deviatorebene  $|\overline{ON}|$  auf der Raumdiagonalen ist nach Gleichung (3.20) (nach (Schweiger, 1995) und (Vittinghoff, 2002)) abhängig von der ersten Invarianten des Spannungstensors  $I_1(\sigma)$  und damit ein Maß für den hydrostatischen Anteil des Spannungszustands.

$$|\overline{ON}| = \sqrt{3} \cdot \sigma_m = \sqrt{3} \cdot \frac{I_1(\sigma)}{3} \quad (3.20)$$

Der Abstand des Spannungspunkts zum Mittelpunkt der Deviatorebene  $|\overline{PN}|$  ist ein Maß für den Spannungsdeviator und wird daher nach Gleichung (3.21) abhängig von dessen zweiter Invariante  $J_2(\sigma)$  beschrieben.

$$|\overline{PN}| = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \sigma_{eq} = \sqrt{2 \cdot J_2(\sigma)} \quad (3.21)$$

Der Winkel auf der Deviatorebene wird als Lode-Winkel  $\theta$  (Gleichung (3.22)) bezeichnet, durch welchen eine Aussage über die Art der Belastung getroffen werden kann. Er ist üblicherweise für sechs Sektoren der Deviatorebene im Bereich  $-30^\circ < \theta < +30^\circ$  definiert (vgl. Abbildung 3.2 (rechts)). Der Zusammenhang zwischen Spannungsgeometrie und Lode-Winkel ist in Gleichung (3.23) bis (3.25) angegeben. Wie bereits in Abschnitt 3.1 erwähnt, gilt dabei die in der Mechanik verwendete Definition der Spannungen, d.h. Druckspannungen sind negativ und Zugspannungen sind positiv.

$$\theta = \frac{1}{3} \sin^{-1} \left( \frac{-3 \cdot \sqrt{3} \cdot J_3(\sigma)}{2 \cdot (J_2(\sigma))^{3/2}} \right) \quad (3.22)$$

$$\text{Kompression : } \theta = +30^\circ \quad \sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3 \quad (3.23)$$

$$\text{Schub : } \theta = 0^\circ \quad (3.24)$$

$$\text{Extension : } \theta = -30^\circ \quad \sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3 \quad (3.25)$$

In den höherwertigen Stoffmodellen für Steinsalz, die in Abschnitt 4.2 vorgestellt werden, wird der Spannungszustand üblicherweise nur durch zwei Einflussgrößen beschrieben. Für den hydrostatischen Anteil ist dies entweder die Mantelspannung  $\sigma_{\text{Mantel}}$ , welche häufig auf nur eine Hauptspannung reduziert und durch abweichende Konventionen bei den Spannungen mit  $\sigma_3$  bezeichnet wird, oder eine Formulierung in Abhängigkeit der mittleren Normalspannung  $\sigma_m$  bzw. der Oktaedernormalspannung  $\sigma_o$ . Letztere sind nach Gleichung (3.26) abhängig von der ersten Invariante des Spannungstensors  $I_1(\sigma)$ .

$$\sigma_o = \sigma_m = \frac{I_1(\sigma)}{3} \quad (3.26)$$

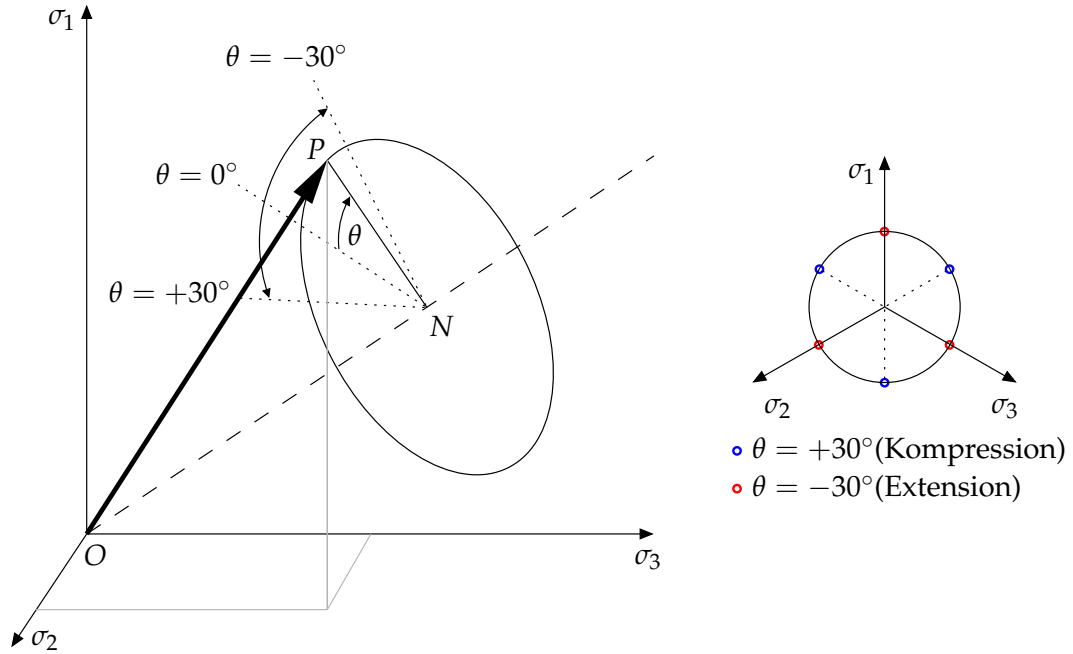


Abbildung 3.2: Links: Räumlicher Spannungszustand (nach (Schweiger, 1995) und (Vittinghoff, 2002)); Rechts: Orientierung des Lode-Winkels auf der Deviatorebene

Zur Berücksichtigung des Spannungsdeviators sind die von-Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{eq}$  nach Gleichung (3.13) bzw. die Oktaederschubspannung  $\tau_o$  nach Gleichung (3.27) üblich.

$$\tau_o = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sigma_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot J_2(\sigma)} \quad (3.27)$$

Für die Spannungszustände nach Gleichung (3.23) bis (3.25), also bspw. Versuchsbedingungen mit einem gleichbleibenden Manteldruck in radialer Richtung, nehmen zwei Hauptspannungen den gleichen Wert an. Dafür ergibt sich aus der Vergleichsspannung  $\sigma_{eq}$  die Differenzspannung  $\sigma_{diff}$  nach Gleichung (3.28).

$$\sigma_{diff} = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (3.28)$$

Durch die Beschreibung des Spannungszustands lediglich in Abhängigkeit von  $I_1(\sigma)$  und  $J_2(\sigma)$  ist die Lage des Spannungspunkts im Hauptspannungsraum unvollständig beschrieben, da der Einfluss des Lode-Winkels  $\theta$  nicht berücksichtigt wird. Eine Unterscheidung zwischen Kompression und Extension kann bei ansonsten gleichen Spannungsbedingungen (vgl. Tabelle 5.2 in Abschnitt 5.2.2) daher nicht getroffen werden.

### 3.3 Isotropes und anisotropes Verhalten

In der Geotechnik wird häufig von einem isotropen und homogenen Materialverhalten ausgegangen. Isotropie wird definiert über „gleiche elastische Eigenschaften in jeder Richtung durch irgendeinen Punkt innerhalb des Bodens“ (Terzaghi und Jelinek, 1954, S. 371). Unter Homogenität werden dagegen „gleiche elastische Eigenschaften in derselben Richtung in jedem Punkt des Bodens“ (Terzaghi und Jelinek, 1954, S. 371) verstanden. Anisotropie und Inhomogenität bezeichnen jeweils die gegenteilige Verteilung der Eigenschaften bezogen auf Isotropie und Homogenität. Abbildung 3.3 stellt jeweils einen homogenen und anisotropen bzw. homogenen und isotropen Körper schematisch dar.

Nach (Gould, 1994) und (Gross, Hauger und Wriggers, 2011) können verschiedene Arten anisotropen Materialverhaltens am Beispiel des Hookeschen Gesetzes gezeigt werden. Dieses ist allgemein als Verknüpfung der Spannungen  $\sigma$  und der Dehnungen  $\epsilon$  durch den Elastizitätsmodul  $E$  in Gleichung (3.29) bis (3.31) dargestellt. Die Einträge der Steifigkeitsmatrix  $E$  sind symmetrisch, weshalb für ein anisotropes Material 21 unabhängige elastische Konstanten benötigt werden.

$$\sigma = E \cdot \epsilon \quad (3.29)$$

$$\Leftrightarrow \sigma_{ij} = E_{ijkl} \cdot \epsilon_{kl} \quad (3.30)$$

$$\Leftrightarrow \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{1111} & E_{1122} & E_{1133} & E_{1112} & E_{1123} & E_{1131} \\ & E_{2222} & E_{2233} & E_{2212} & E_{2223} & E_{2231} \\ & & E_{3333} & E_{3312} & E_{3323} & E_{3331} \\ & & & E_{1212} & E_{1223} & E_{1231} \\ & & & & E_{2323} & E_{2331} \\ & & & & & E_{3131} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ \epsilon_{12} \\ \epsilon_{23} \\ \epsilon_{31} \end{Bmatrix} \quad (3.31)$$

Über zwei in Anhang C.1 (S. 109) aufgeführte Stufen der Symmetrie bezogen auf eine Ebene (monokline Anisotropie) oder auf zwei Ebenen (rhombische Anisotropie bzw. Orthotropie) kann das Materialverhalten bis auf die Isotropie vereinfacht werden. In diesem

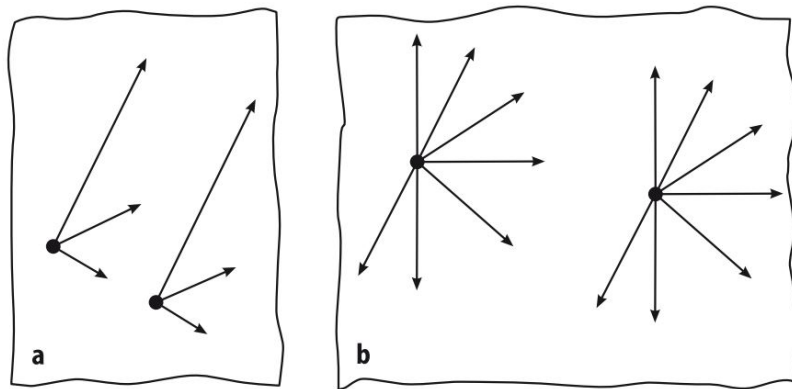


Abbildung 3.3: Darstellung eines homogenen und a) anisotropen bzw. b) isotropen Körpers (aus (Okrusch und Matthes, 2014))

Kennwert		$(\lambda, \mu)$	$(E, \nu)$	$(G, K)$
Lamé-Konstanten	$\lambda =$	$\lambda$	$\frac{E \cdot \nu}{(1+\nu) \cdot (1-2 \cdot \nu)}$	$K - \frac{2}{3} \cdot G$
	$\mu =$	$\mu$	$\frac{E}{2 \cdot (1+\nu)}$	$G$
Elastizitätsmodul	$E =$	$\frac{\mu \cdot (3 \cdot \lambda + 2 \cdot \mu)}{\lambda + \mu}$	$E$	$\frac{9 \cdot K \cdot G}{3 \cdot K + G}$
Querdehnzahl	$\nu =$	$\frac{\lambda}{2 \cdot (\lambda + \mu)}$	$\nu$	$\frac{3 \cdot K - 2 \cdot G}{6 \cdot K + 2 \cdot G}$
Kompressionsmodul	$K =$	$\lambda + \frac{2}{3} \cdot \mu$	$\frac{E}{3 \cdot (1-2 \cdot \nu)}$	$K$
Schubmodul	$G =$	$\mu$	$\frac{E}{2 \cdot (1+\nu)}$	$G$

Tabelle 3.1: Zusammenhang zwischen Lamé-Konstanten und anderen Steifigkeitskennwerten (nach (Kienzler und R. Schröder, 2009))

Fall ist das Verhalten unabhängig von der Richtung. Gleichung (3.32) drückt dies in der üblichen Darstellung mit den Lamé-Konstanten (nach (Gould, 1994) und (Kienzler und R. Schröder, 2009)) aus. Der Zusammenhang zwischen den Lamé-Konstanten und anderen Steifigkeitskennwerten ist in Tabelle 3.1 angegeben.

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 2 \cdot \mu + \lambda & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ & 2 \cdot \mu + \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ & & 2 \cdot \mu + \lambda & 0 & 0 & 0 \\ & & & 2 \cdot \mu & 0 & 0 \\ & & & & 2 \cdot \mu & 0 \\ \text{(sym.)} & & & & & 2 \cdot \mu \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ \epsilon_{12} \\ \epsilon_{23} \\ \epsilon_{31} \end{pmatrix} \quad (3.32)$$

Eine weitere übliche Schreibweise ist die inverse Darstellung von Gleichung (3.32). Diese beschreibt die Verformungen in Abhängigkeit der Spannungen (Gleichung (3.33) und (3.34)).

$$\epsilon = E^{-1} \cdot \sigma \quad (3.33)$$

$$\Leftrightarrow \begin{pmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ \epsilon_{12} \\ \epsilon_{23} \\ \epsilon_{31} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1}{2 \cdot G} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{1}{2 \cdot G} & 0 \\ \text{(sym.)} & & & & & \frac{1}{2 \cdot G} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{pmatrix} \quad (3.34)$$

Je nach Material und Anwendungsgebiet kann die Richtungsabhängigkeit unterschiedlicher Parameter von Interesse sein. So ist bspw. für die Bewertung der in Kapitel 2 angesprochenen Auflockerungszone die Permeabilität relevant. Eine Durchlässigkeit der ALZ parallel zu einem Abdichtungsbauwerk beeinträchtigt stark dessen Funktion, während die radiale oder tangentielle Richtung eine eher untergeordnete Bedeutung hat.

In dieser Arbeit beschränken sich die Untersuchungen zur Isotropie auf die mechanischen Eigenschaften. Da das elastische Verhalten von Steinsalz nach Abschnitt 4.1 eine nur

untergeordnete Rolle spielt, werden das zeitabhängige Kriechverhalten sowie die Festigkeit betrachtet. Eine genauere Beschreibung der untersuchten Mechanismen ist in Kapitel 6 zu finden. Ein Zusammenhang zwischen den mechanischen Eigenschaften bzw. der durch mechanische Prozesse hervorgerufenen Schädigung und der Permeabilität wird bspw. in (Heemann und Heusermann, 2004) und (Wolters, 2014) hergestellt und in dieser Arbeit nicht weiter vertieft.



## 4 Literaturübersicht

### 4.1 Mechanische Eigenschaften von Steinsalz

Die in diesem Abschnitt vorgestellten Grundlagen des mechanischen Verformungsverhaltens von Steinsalz sind größtenteils (Langer, 1984) entnommen und sollen lediglich einen Einblick auf phänomenologischer Ebene bieten. Weitere Informationen zum mechanischen Verhalten sind bspw. bei (Hunsche und Schulze, 1994) und (Cristescu und Hunsche, 1998) zu finden. Erläuterungen zu den Prozessen auf Mikrostrukturebene können bspw. (Heusermann, Lux und R. Rokahr, 1982) und (Günther, 2009) entnommen werden.

Salzgesteine werden als Evaporite bei der Verdunstung von Meerwasser ausgeschieden, wobei die Löslichkeit der unterschiedlichen Salzminerale maßgeblichen Einfluss auf die Schichtenfolge der Ablagerung hat. Abbildung 4.1 zeigt eine schematische Darstellung dieses Prozesses. Ein Typ von Salzgesteinen ist das monomineralische Steinsalz mit seinem Hauptgemengteil Halit. Sämtliche Untersuchungen und Berechnungen in dieser Arbeit beziehen sich auf Steinsalz, da es „über 90 % des Volumens der Lagerstätten ausmacht“ (Hunsche und Schulze, 1994, S. 238). Für weitere Informationen zur Mineralogie und Entstehung der Salzgesteine wird auf (Okrusch und Matthes, 2014) und (Meschede, 2015) verwiesen.

Nach (Heusermann, Lux und R. Rokahr, 1982), (Langer, 1984) und (Günther, 2009) ist das Materialverhalten von Steinsalz nichtlinear abhängig von Spannung, Temperatur und Zeit. Die Verformungen und analog dazu die Verformungsraten können nach Gleichung (4.1) in elastische, thermische, plastische sowie viskose Anteile aufgeteilt werden:

$$\epsilon = \epsilon^{\text{el}} + \epsilon^{\text{th}} + \epsilon^{\text{pl}} + \epsilon^{\text{v}} \quad (4.1)$$

Elastische Verformungen  $\epsilon^{\text{el}}$  treten bei jeder Änderung der aufgeprägten Spannung oder Temperatur auf. Sie haben allerdings eine vergleichsweise geringe Größenordnung, außerdem sind sie nicht zeitabhängig und verursachen keinerlei Schädigung im Steinsalz. Daher nehmen die elastischen Anteile bezogen auf das gesamte Verformungsverhalten von Steinsalz eine nur untergeordnete Rolle ein.

Weitaus größere Bedeutung haben die durch einen Spannungsdeviator hervorgerufenen viskosen oder zeitabhängigen Verformungsanteile. Diese können nach (Langer, 1984) in verschiedene Kriechanteile aufgeteilt werden: primäres oder transientes Kriechen  $\epsilon^{\text{p}}$ , sekundäres oder stationäres Kriechen  $\epsilon^{\text{s}}$  sowie tertiäres Kriechen  $\epsilon^{\text{t}}$ . Abbildung 4.2 stellt deren Überlagerung einschließlich des elastischen Anteils als axiale Stauchung anhand eines Kriechversuchs mit konstanter Belastung qualitativ über die Zeit dar.

Das sekundäre oder stationäre Kriechen ist nur vom aktuellen Spannungszustand und der Temperatur abhängig. Sofern sich diese Einflussgrößen nicht verändern, nimmt die

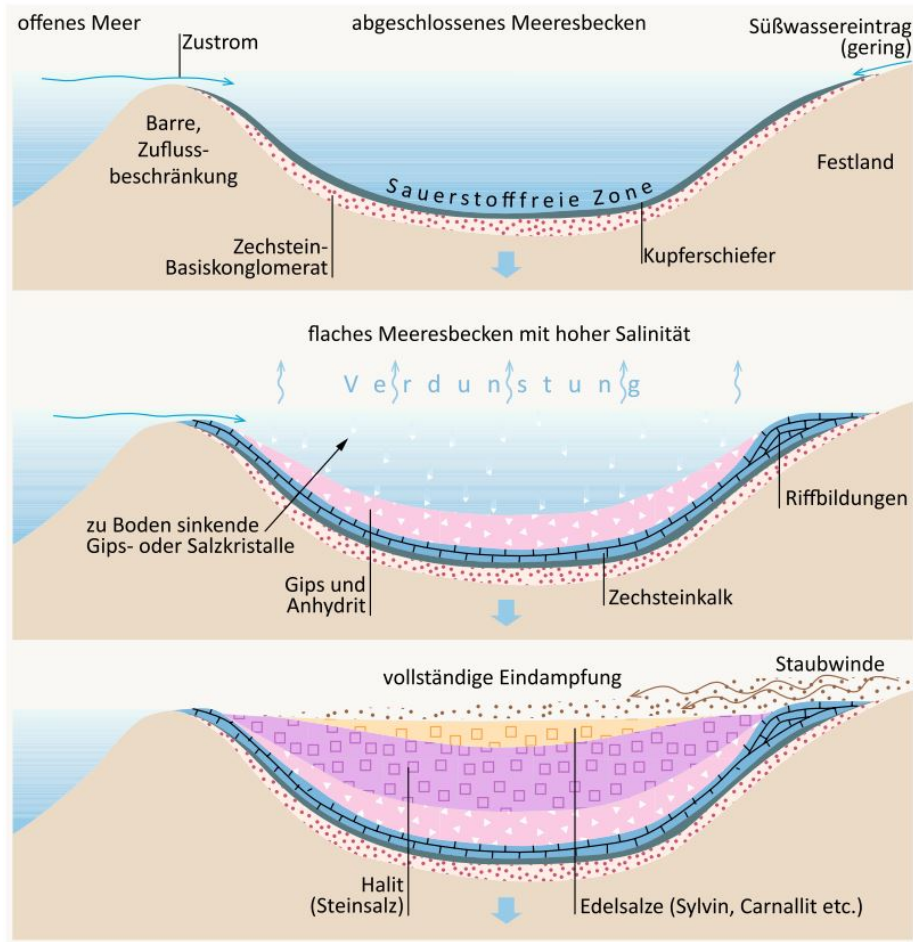


Abbildung 4.1: Schematische Darstellung der Salzabscheidungsfolge (aus (Meschede, 2015))

stationäre Kriechrate  $\dot{\epsilon}^s$  einen konstanten Wert an. Dies ist in Abbildung 4.2 in Form der grünen Kurve als linearer Anstieg der Stauchung dargestellt. Die Kurve startet nicht im Nullpunkt, da sie mit der konstanten elastischen Stauchung (orangefarbene Linie) überlagert wird. Die elastische Stauchung tritt bereits mit Aufbringung der Last instantan auf.

Das primäre Kriechen setzt ein, sobald eine Änderung des Spannungszustands oder der Temperatur auftritt. Bei einem Anstieg der Differenzspannung wird zunächst eine sehr große Verformungsrate beobachtet. Diese sinkt nach (Langer, 1984) „mit zunehmender Zeit“ wieder auf das Niveau des sekundären Kriechens. Bei den Untersuchungen von (Heusermann, Lux und R. Rokahr, 1982) und (Hunsche und Schulze, 1994) hat sich allerdings herausgestellt, dass die Veränderung der primären Kriechrate nicht in Abhängigkeit der Zeit, sondern in Abhängigkeit der eingetretenen Verformung als Dehnungsverfestigung betrachtet werden sollte. Die Überlagerung des primären und sekundären Kriechens mit der elastischen Stauchung ist in Abbildung 4.2 durch die blaue Kurve dargestellt.

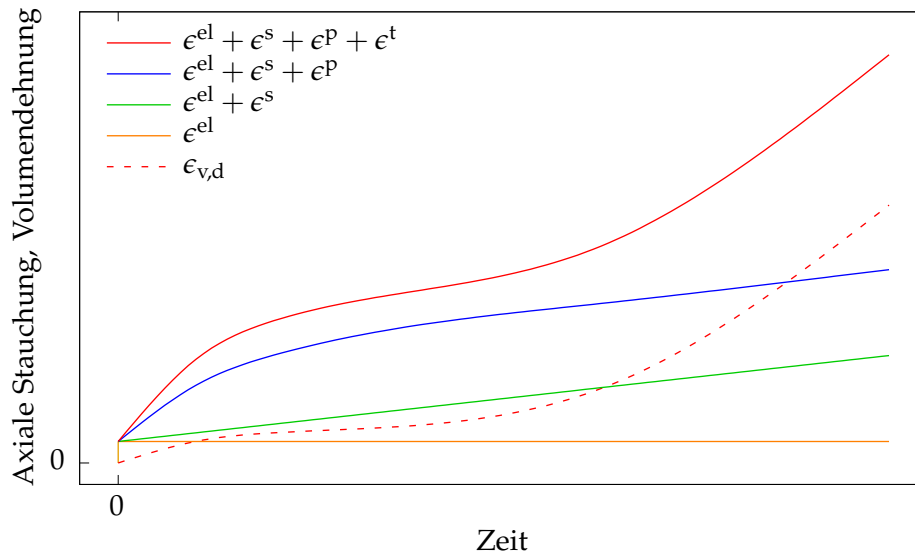


Abbildung 4.2: Qualitative Überlagerung der Verformungen der unterschiedlichen Kriechphasen für eine konstante Belastung (nach (Gährken, Missal und Stahlmann, 2015) und (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016a))

Durch die Abnahme der Verformungsrate ist eine Verfestigung bis zum Aussetzen des primären Kriechens zu erkennen. Bei einer Absenkung der Differenzspannung kann ein entgegengesetzter Effekt eintreten, der inverses transientes Kriechen oder Erholung genannt wird. Dies setzt voraus, dass die primäre Verfestigung ausreichend weit fortgeschritten ist. Sollte dies nicht der Fall sein, tritt weiterhin Verfestigung ein. Die Verformungsrate nimmt bei der Erholung zunächst einen sehr kleinen Wert noch unterhalb der neuen und niedrigeren stationären Kriechrate an und nähert sich dieser von unten an, es kommt also zeitweise zu einer deutlichen Verlangsamung der Verformung. Im Gegensatz zum sekundären Kriechen sind nach (Hunsche und Hampel, 1999) sowohl das primäre Kriechen als auch die Erholung von der Verformungsgeschichte des Salzes abhängig.

Das Verformungsverhalten für einen mehrstufigen Kriechversuch mit zwei Belastungs- und einer Entlastungsstufe kann Abbildung 4.3 entnommen werden. Hier sind die Stufen der Differenzspannung, die axiale Stauchung sowie die zugehörige Stauchungsrate qualitativ über die Zeit dargestellt. In der Kurve der Stauchung werden neben dem primären und sekundären Kriechen auch die elastischen Verformungen beim Lastwechsel berücksichtigt. Es wird von konstanter Temperatur und Mantelspannung über die Versuchsdauer ausgegangen. In den beiden Belastungsphasen ist der Einfluss des primären Kriechens als Verfestigung erkennbar, bis die Stauchungsrate schließlich einen konstanten Wert annimmt. Die Entlastung erfolgt auf das Niveau der ersten Belastungsstufe, weshalb sich die Stauchungsrate mit Abklingen der Erholung dem Wert der ersten Stufe von unten annähert.

In Abbildung 4.4 nach (Schulze, 2007) sind die sogenannte Dilatanz- und Bruchgrenze dargestellt. In Abhängigkeit vom Spannungszustand lässt sich so unterschiedliches

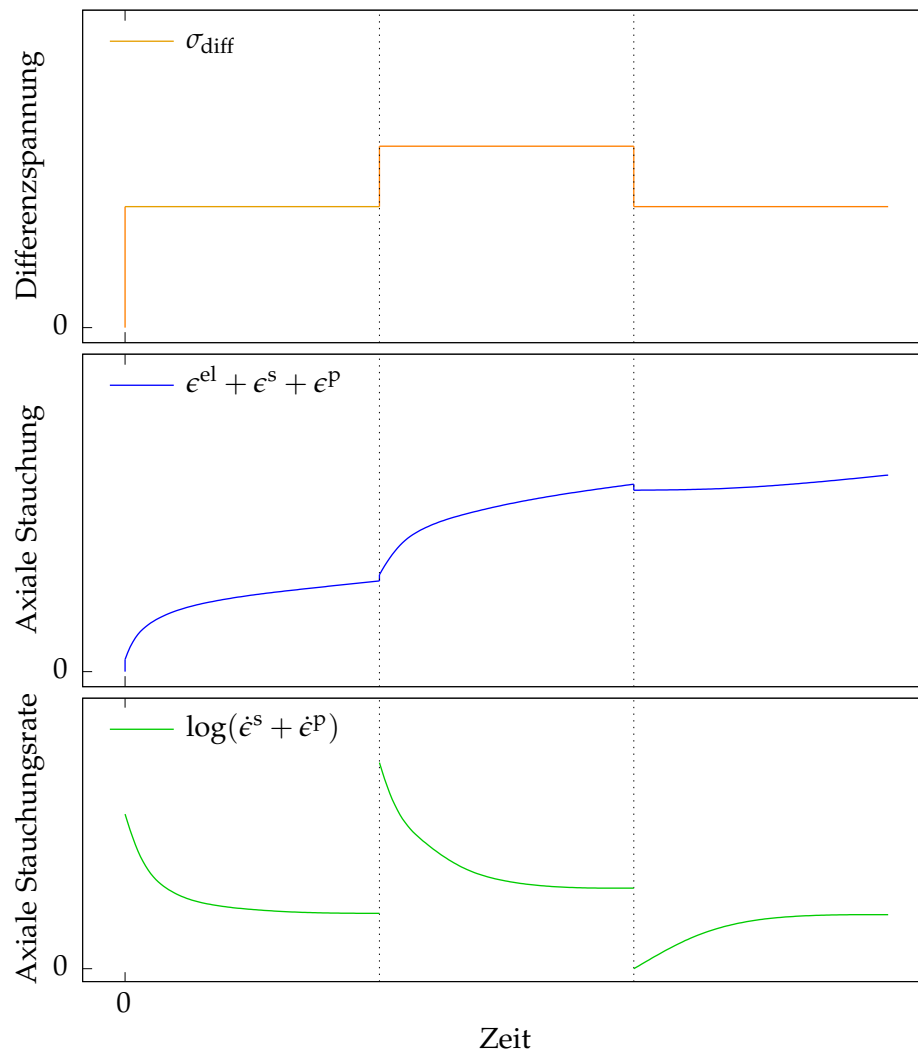


Abbildung 4.3: Qualitatives Verformungsverhalten bei einem mehrstufigen Kriechversuch (nach (Langer, 1984))

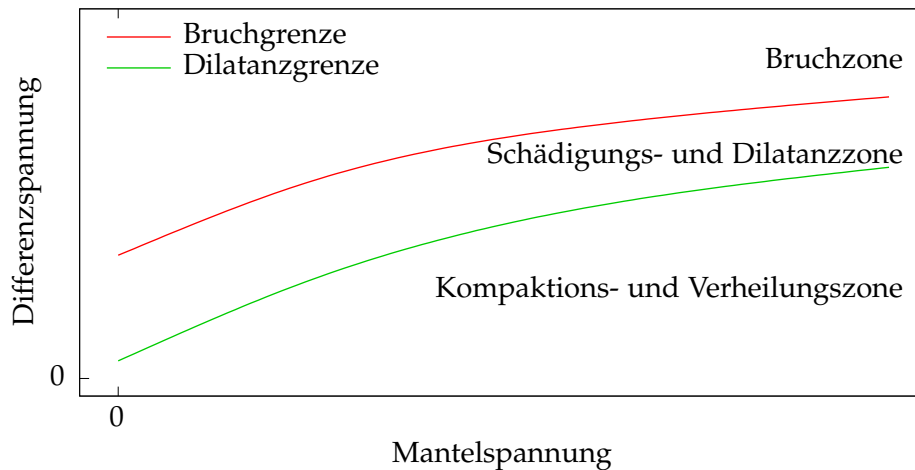


Abbildung 4.4: Qualitative Darstellung der Dilatanz- und Bruchgrenze für Steinsalz (nach (Schulze, 2007))

Verhalten des Steinsalzes beschreiben. Sobald der Spannungszustand die Dilatanzgrenze überschreitet, tritt tertiäres Kriechen auf. Dieses wirkt entfestigend und zeichnet sich daher durch eine Beschleunigung der Kriechrate aus, bis schließlich ein Bruchzustand erreicht wird. In Abbildung 4.2 ist das tertiäre Kriechen anhand der durchgezogenen und gestrichelten roten Kurve für die axiale Stauchung bzw. die Volumendehnung  $\epsilon_{v,d}$  dargestellt. Die Entfestigung ist mit der Entstehung von Volumendehnung oder Dilatanz im Steinsalz verbunden, was einen schädigenden Einfluss auf mechanische und hydraulische Eigenschaften hat. Die Dilatanzgrenze ist nach (Hunsche und Hampel, 1999) eher als Bandbreite zu verstehen, charakterisiert durch Volumenvergrößerung oberhalb und Volumenverringerung unterhalb eines Spannungsniveaus mit konstantem Volumen. Beispiele für die Dilatanzgrenzen verschiedener Salztypen sind in (Hampel, 2016) zu finden. Hier konnte allerdings noch nicht geklärt werden, ob der Ursprung der Dilatanzgrenze im Nullpunkt liegt oder auch ohne hydrostatische Spannungsanteile eine gewisse Dilatanzfestigkeit vorhanden ist.

Eine Beschreibung des Phänomens der Verheilung kann (Schulze, 2007) entnommen werden. Sobald ein ausreichend niedriger Spannungsdeviator erreicht wird, können die schädigenden Effekte des tertiären Kriechens wieder rückgängig gemacht werden. Dabei ist nach (Hampel, 2016) noch nicht geklärt, ob bereits unterhalb der Dilatanzgrenze Verheilung eintritt oder eine zusätzliche Verheilungsgrenze existiert, welche zum Einsetzen der Verheilung unterschritten werden muss. Der Begriff Verheilung ist außerdem nicht eindeutig belegt. Im weiteren Verlauf der Arbeit soll neben der Wiederherstellung der ursprünglichen mechanischen Eigenschaften auf einen Zustand vor der Schädigung auch die Schädigungsrückbildung in Form von Verringerung der Dilatanz und Schließen von Rissen als Verheilung bezeichnet werden.

Abschließend für die mechanischen Eigenschaften wird in (Langer, 1984) das Schub- oder Scherversagen als plastischer Verformungsanteil aufgeführt. Eine Druckfestigkeit,

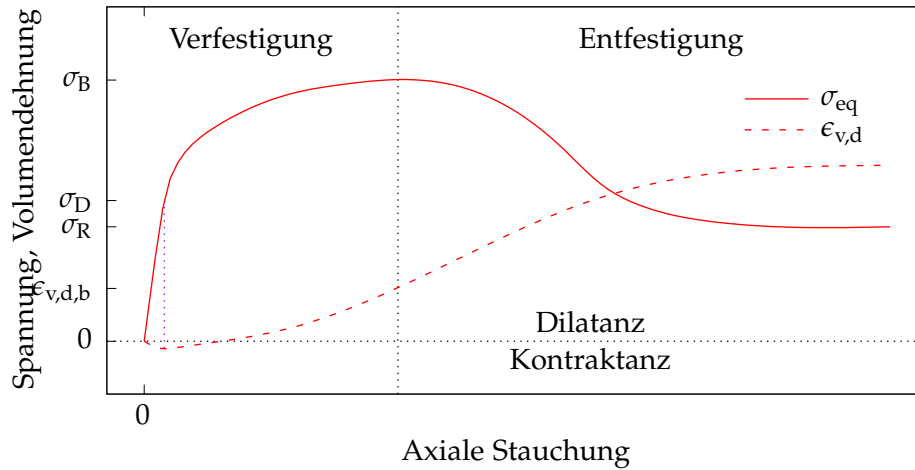


Abbildung 4.5: Qualitative Darstellung eines Festigkeitsversuchs (nach (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016a))

wie sie aus der Felsmechanik nach (Wittke, 1984) bekannt ist, lässt sich für Steinsalz nicht analog bestimmen. Die dafür verwendeten weggesteuerten Festigkeitsversuche haben eine deutlich kürzere Versuchsdauer als übliche Kriechversuche, weshalb von größtenteils plastischen Verformungen ausgegangen werden kann. Da sich im Verlauf des Versuchs allerdings meist Spannungszustände oberhalb der Dilatanzgrenze einstellen, ist für diese Versuche die Abbildung mit einem viskoplastischen Modell notwendig. Eine Beschreibung der unterschiedlichen Versuchsarten findet sich in (Cristescu und Hunsche, 1998).

In der Darstellung eines qualitativen Festigkeitsversuchs in Abbildung 4.5 ist das Einsetzen der Dilatanz und damit des tertiären Kriechens nach (Schulze, 2007) am Minimum der Volumendehnungskurve zu erkennen. Die von der elastischen Kompaktion hervorgerufene Kontraktanz geht hier in die dilatante Schädigung über. Die Spannung zu diesem Zeitpunkt wird als Dilatanzfestigkeit  $\sigma_D$  bezeichnet. In der Abbildung sind außerdem die Bruchfestigkeit  $\sigma_B$  als maximale Spannung am Übergang zwischen Verfestigung und Entfestigung sowie die Restfestigkeit  $\sigma_R$  als Endwert der Entfestigungsphase dargestellt. Die Bruchfestigkeit wird nach (Günther, 2009) von der Belastungsgeschwindigkeit beeinflusst. Eine langsame Geschwindigkeit führt zu ausgeprägtem Kriechverhalten, aber auch zu einer niedrigeren Bruchfestigkeit. Die Volumendehnung beim Eintritt des Bruchs wird als Bruchvolumendehnung  $\epsilon_{v,d,b}$  bezeichnet.

Neben den mechanischen Eigenschaften ist auch der Einfluss der Temperatur auf das Verhalten von Steinsalz zu berücksichtigen. In (Langer, 1984) werden neben den Volumenänderungen, die mit einem thermischen Ausdehnungskoeffizienten beschrieben werden können, nur kurz die anderen Auswirkungen der Temperatur erwähnt. In (Heusermann, Lux und R. Rokahr, 1982) wird dagegen eine deutliche Steigerung der sekundären Kriechrate bei erhöhten Temperaturen aufgeführt. Weiterhin wird festgestellt, dass die unmittelbar nach einem Lastwechsel auftretenden Verformungen des primären Kriechens, von Heusermann als Übergangskriechen bezeichnet, deutlich schneller abklingen als bei

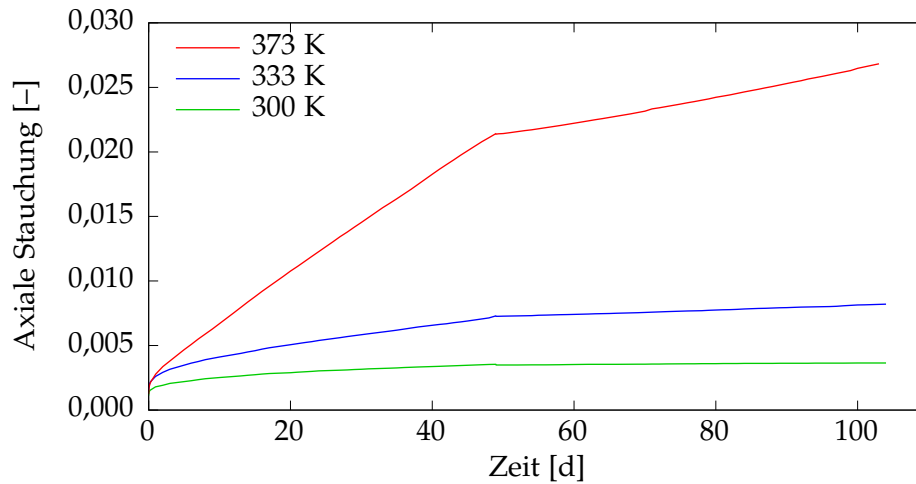


Abbildung 4.6: Kriechversuche an WIPP Clean Salt bei 12 bzw. 10 MPa Differenzspannung und 20 MPa Manteldruck (nach (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016b))

Raumtemperatur.

Weiterführende Informationen zum Einfluss der Temperatur sind in der Darstellung mehrerer Versuchsreihen in (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016b) zu finden. Es zeigt sich, dass eine höhere Temperatur zu deutlich größeren Verformungsraten im Kriechversuch führt. Dies ist in Abbildung 4.6 beispielhaft für Kriechversuche an Clean Salt aus dem Endlager WIPP in Carlsbad, New Mexico, USA, bei drei unterschiedlichen Temperaturen unter ansonsten gleichen Versuchsbedingungen dargestellt. Im Festigkeitsversuch führen höhere Temperaturen zu einem duktileren Verhalten. Dies ist in Abbildung 4.7 bei drei Festigkeitsversuchen an WIPP Clean Salt anhand größerer Verformungen und einer niedrigeren Bruchfestigkeit zu erkennen.

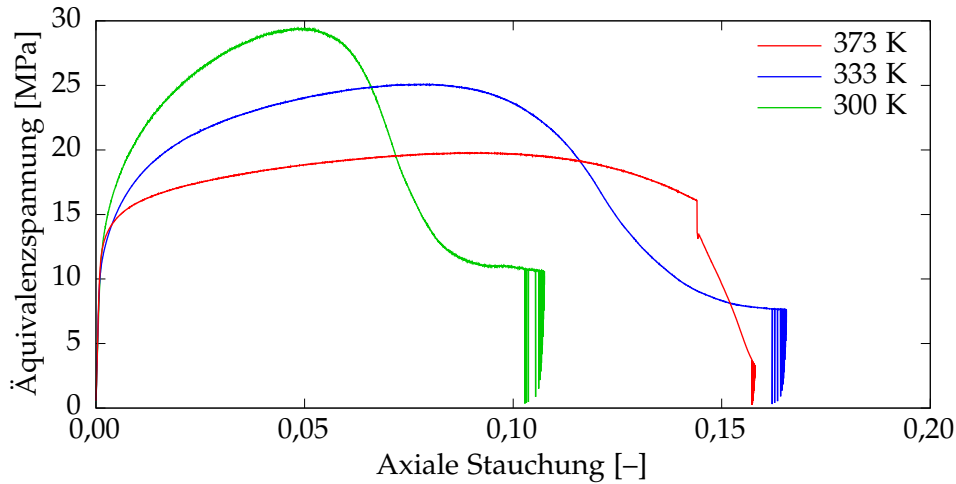


Abbildung 4.7: Festigkeitsversuche an WIPP Clean Salt bei 0,5 MPa Manteldruck und  $10^{-5} \text{ 1/s}$  Belastungsgeschwindigkeit (nach (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016b))

## 4.2 Überblick über Stoffmodelle für Steinsalz

In den letzten Jahrzehnten wurden einige Stoffmodelle entwickelt, mit denen sich das Verhalten von Steinsalz abbilden lässt. Heusermann vergleicht mehrere Modelle, die in den 1980er Jahren gebräuchlich waren (vgl. (Heusermann, Lux und R. Rokahr, 1982)). Diese konnten lediglich das primäre und sekundäre Kriechen abbilden, letzteres mit unterschiedlichen Ansätzen zur Zeit- bzw. Dehnungsverfestigung. Zur Bestimmung der benötigten Kennwerte wurden ein- und triaxiale Kriechversuche unter verschiedenen Spannungs- und Temperaturbedingungen durchgeführt. Bei Lastwechselversuchen mit abnehmender Spannung in der zweiten Belastungsphase ist bereits das Phänomen der Erholung aufgetreten, wenn auch noch nicht unter dieser Bezeichnung. Nach Heusermann wurde die Verheilung von keinem der vorgestellten Stoffmodelle berücksichtigt.

Eine jüngere Zusammenstellung der Stoffmodelle für stationäres und transientes Kriechen von Steinsalz ist in (Hunsche und Schulze, 1994) zu finden. Hunsche und Schulze stellen anhand eines Vergleichs der stationären Kriechraten fest, dass die vorgestellten Stoffmodelle teilweise sehr große Unterschiede aufweisen. Dies wird darauf zurück geführt, dass die Formulierungen jeweils nur für einen bestimmten Salztyp unter Berücksichtigung eines teilweise sehr eng definierten Spannungs- und Temperaturbereichs entwickelt wurden. Die Stoffmodelle, welche nur stationäres Kriechen berücksichtigen, beruhen größtenteils auf einem Potenzansatz nach Gleichung (4.2) (aus (Hunsche und Schulze, 1994)).

$$\dot{\epsilon}^s = A \cdot \exp\left(\frac{-Q}{R \cdot T}\right) \cdot \sigma^n \quad (4.2)$$

Der Strukturparameter  $A$  ist abhängig vom jeweiligen Steinsalztypen. Über die Aktivie-



rungsenergie  $Q$  kann unter Berücksichtigung der universellen Gaskonstante  $R$  der Einfluss von Temperatur  $T$  auf das Verformungsverhalten erfasst werden, über den Spannungsexponenten  $n$  der Einfluss der Spannung  $\sigma$ . Hunsche und Schulze stellen bereits fest, dass ein Potenzansatz mit konstantem Exponenten ab ca. 20 MPa Differenzspannung zu einer großen Abweichung von Versuchsergebnissen führt.

Ein häufig eingesetztes Stoffmodell ist das Modell *BGRa*, welches an der Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (BGR) entwickelt wurde (vgl. (Hunsche und Schulze, 1994) und (Hunsche und Hampel, 1999)). Die entsprechende Formulierung in Gleichung (4.3) entspricht grundsätzlich dem in Gleichung (4.2) vorgestellten Potenzansatz. Zur Wahrung der Einheitenkonsistenz wurde lediglich der Normierungsfaktor  $\sigma^*$  ergänzt.

$$\dot{\epsilon}^s = A \cdot \exp\left(\frac{-Q}{R \cdot T}\right) \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma^*}\right)^n \quad (4.3)$$

mit:  $\sigma^* = 1 \text{ MPa}$

$$A = 0,18 \text{ 1/d}$$

$$n = 5$$

$$Q = 54 \text{ kJ/mol}$$

$$R^{(1)} = 8,31441 \text{ kJ/mol}\cdot\text{K}$$

Nach (Hunsche und Schulze, 1994) wurde *BGRa* lediglich zur Berechnung des stationären Kriechens von Salz aus der Schachtanlage Asse II in einem Spannungsbereich von 5 bis 20 MPa sowie einem Temperaturbereich von 22 bis 200 °C entwickelt. Es wurde später um einen Vorfaktor  $V$  zur Berücksichtigung von Kriechklassen ergänzt. Obwohl mit *BGRa* nur das stationäre Kriechen berücksichtigt werden kann, wird es auch weiterhin eingesetzt. Ein Beispiel dafür sind die Modellrechnungen im Zuge der Erkundung des Salzstocks Gorleben (vgl. (Bräuer u. a., 2012)). Darüber hinaus sind in den 1980er Jahren von der BGR mit dem *BGRb*- und dem *BGRc*-Ansatz weitere Formulierungen zur Beschreibung des Sekundärkriechens unter Berücksichtigung anderer Kriechmechanismen entwickelt und in verschiedenen Endlagerprojekten eingesetzt worden (vgl. (Heusermann, Eickemeier und Fahland, 2015)). Eine Übersicht dieser Ansätze und ihrer Parameter findet sich in (Heusermann, Fahland und Eickemeier, 2017). Neben dem Sekundärkriechen hat die BGR mit Beginn der 1990er Jahre zur Beschreibung der Dilatanzgrenze das sogenannte  $r_v$ -Konzept entwickelt und in verschiedenen Endlagerprojekten eingesetzt (vgl. (Hunsche und Schulze, 2003)). Die aktuelle Formulierung des  $r_v$ -Konzepts und die zugehörigen Parameter sind in (Heusermann, Fahland und Eickemeier, 2017) beschrieben.

Eine Übersicht aktueller Stoffmodelle, die im Rahmen des Verbundprojekts „Vergleich aktueller Stoffgesetze anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“ weiterentwickelt wurden, gibt der Synthese-

<sup>(1)</sup>Die Gaskonstante wurde aus (Hunsche und Hampel, 1999) übernommen, obwohl in der Einheit ein Fehler vorliegen muss. Nach (National Institute of Standards and Technology, U.S. Department of Commerce, 2017) wird  $R = 8,3144598 \text{ J/mol}\cdot\text{K}$  angesetzt.

<b>Institution</b>	<b>Stoffmodell</b>
Dr. Andreas Hampel, Mainz	<i>CDM</i>
Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig	<i>Günther/Salzer</i> <i>Minkley</i>
Technische Universität Clausthal, Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik	<i>Lux/Wolters</i>
Leibniz Universität Hannover, Institut für Geotechnik, Abteilung Unterirdisches Bauen	<i>LUBBY-MDCF</i>
Technische Universität Braunschweig, Institut für Grundbau und Bodenmechanik	<i>TUBSsalt</i>
Karlsruher Institut für Technologie, Institut für Nukleare Entsorgung	<i>KIT</i>
Sandia National Laboratories, Albuquerque und Carlsbad, NM, USA	<i>MD model</i>

Tabelle 4.1: Übersicht der im Verbundprojekt Stoffgesetzvergleich verwendeten Stoffmodelle (nach (Hampel, 2016))

bericht des Projekts (Hampel, 2016). Für genauere Informationen zu den in Tabelle 4.1 aufgeführten Modellen sei auf die Einzelberichte der teilnehmenden Forschungsinstitutionen verwiesen ((Hampel u. a., 2016), (Günther u. a., 2016), (Herchen, Düsterloh und Lux, 2016), (Yildirim, R. B. Rokahr und Staudtmeister, 2016), (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016b), (Pudewills, 2016)).

Die Modelle der einzelnen Institutionen haben teilweise sehr unterschiedliche theoretische Grundlagen. So beschreibt das *Composite-Dilatanz-Modell* (CDM) die Verformungen auf Grundlage mikrophysikalischer Verformungsprozesse. Es gibt keine mathematische Aufteilung zwischen transientem und stationärem Kriechen, sondern ein dynamisches Gleichgewicht zwischen Verfestigung und Erholung, welches über die Einflussgrößen Abstand der mobilen Versetzungen, mittlere Größe der Subkörner sowie mittlere Ausdehnung hoher Spannungskonzentrationen bei den harten Subkornwänden beschrieben wird.

Das Modell *Günther/Salzer* ist ein erweiterter Dehnungs-Verfestigungsansatz, bei dem das gesamte Spannungs-Verformungsverhalten durch das Kriechverhalten beschrieben wird. Über das Vorzeichen der inneren Zustandsvariable der effektiven Verfestigung wird beeinflusst, ob primäres, sekundäres oder tertiäres Kriechen auftritt. Zur Parametrisierung können die Raten der einzelnen Kriechphänomene unabhängig voneinander bestimmt werden. Weitere Informationen zur ursprünglichen Formulierung des Modells können (Günther, 2009) entnommen werden.

Die Modelle *Minkley*, *Lux/Wolters*, *LUBBY-MDCF* sowie *TUBSsalt* sind makroskopisch-

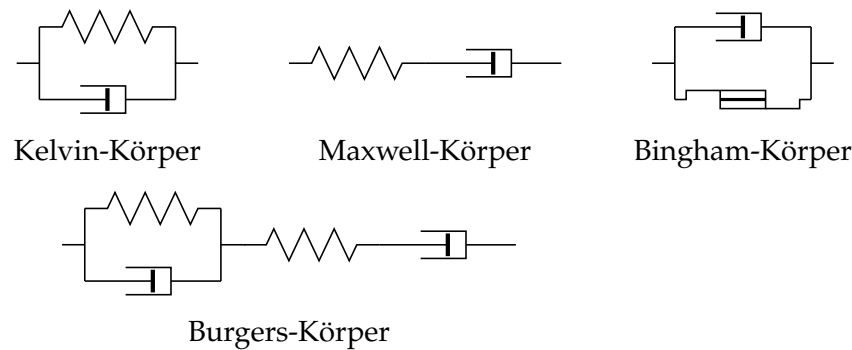


Abbildung 4.8: Übersicht rheologischer Modelle

phänomenologische Formulierungen, welche Kombinationen der in Abbildung 4.8 dargestellten rheologischen Modelle zur Beschreibung des Verformungsverhaltens nutzen. Die rheologischen Modelle verknüpfen elastische Federn, viskose Dämpfer und plastische Reibelemente. *Lux/Wolters* (vgl. (Hou, 1997) und (Wolters, 2014)) und *LUBBY-MDCF* (vgl. (Yildirim, R. B. Rokahr und Staudtmeister, 2016)) basieren auf dem Stoffmodell *LUBBY2*, das aus einem Burgers-Körper mit zusätzlicher nichtlinearer Abhängigkeit der Kriechraten von Spannung und Temperatur besteht (vgl. (Heusermann, Lux und R. Rokahr, 1982), dort noch als modifiziertes Burgers-Modell benannt). Auch *Minkley* basiert auf einem modifizierten Burgers-Körper. Die Formulierung von *TUBSsalt* basiert auf einem Maxwell- und mehreren Bingham-Körpern für die einzelnen Kriechanteile. Dieses Modell wird in Abschnitt 5.3 genauer vorgestellt.

Das Modell *KIT* beruht auf einem Ansatz für Salzgrus, der die Kriechanteile über die Summe mehrerer Potenzansätze darstellt. Auch das *Munson-Dawson-* oder *Multimechanism-Deformation-Model* ist über einen zweigliedrigen Potenzansatz sowie einem Ansatz auf Grundlage eines Sinus hyperbolicus formuliert. Als einziges der vorgestellten Modelle ist hier noch keine Beschreibung von Schädigung oder Bruchzuständen möglich.

## 4.3 Materialbedingte oder schädigungsbedingte Anisotropie

### 4.3.1 Einleitung

Das anisotrope Verformungs- und Festigkeitsverhalten von Gesteinen und anderen Materialien ist im Zuge geomechanischer Sicherheitsanalysen grundsätzlich zu berücksichtigen und bedingt im Vergleich zu isotropem mechanischen Verhalten eine Abbildung über komplexere Modellierungsansätze. Generell ist zwischen einer geogenen, durch die Gesteinsgenese verursachten Anisotropie und einer anthropogenen (z. B. durch Hohlraumaufräumung) oder natürlichen (z. B. Hohlraumtstehung durch Erosion), durch mechanische Einwirkung und nachfolgende Schädigung mit Mikrorissbildung verursachten Anisotropie zu unterscheiden.

Typische Beispiele für eine geogen bedingte Anisotropie sind einige zur Gruppe der

Festgesteine zählende Sedimentgesteine wie Tonsteine und Sandsteine. Hier ergibt sich das anisotrope mechanische Verhalten vorrangig aus Gesteinstextur, Schichtung, Trennflächengefüge und ggf. tektonischer Deformation.

Eine schädigungsinduzierte Anisotropie kann bei allen Gesteinen und auch anderen Materialien infolge Überschreitung von Festigkeitsgrenzen und dadurch bedingter Entstehung von Mikrorissen mit ausgeprägter räumlicher Orientierung auftreten. Typische Beispiele sind hier in der Literatur beschriebene theoretische und experimentelle Untersuchungen an Materialien wie Beton und Stahl, die im ungeschädigten Zustand ein isotropes Materialverhalten aufweisen. In den nachfolgenden Abschnitten werden die unterschiedlichen anisotropen Phänomene exemplarisch an Festgesteinen mit ausgeprägter geogener Anisotropie sowie an Salzgestein und an Beton mit schädigungsinduzierter Anisotropie diskutiert.

#### 4.3.2 Fels

Im Bereich der Felsmechanik wird die Gebirgsfestigkeit maßgeblich durch das Trennflächengefüge sowie die Parameter des Gesteins bestimmt. Zu den Einflussgrößen des Trennflächengefüges zählen unter anderem die Orientierung sowie der Abstand der Trennflächen, außerdem der Zustand der Trennflächen in Form von Öffnungsweite, Oberflächenbeschaffenheit und Kluftfüllung. Im Bereich der Salzmechanik können diese Größen lediglich zum Tragen kommen, wenn es zu schichtweisen Verunreinigungen des Salzgesteins kommt, wie es bspw. im Endlager WIPP in Carlsbad, New Mexico, USA, der Fall ist. Dort ist das Salz in flacher Lagerung mit Tonschichten durchzogen, deren Einfluss auf das Verformungsverhalten jedoch noch nicht geklärt ist (vgl. (Hampel, 2016)). Die in Abschnitt 4.2 vorgestellten Stoffmodelle sind daher nur für die Beschreibung des mechanischen Verhaltens von homogenem Steinsalz ausgelegt. Eine Analogie zwischen der Modellierung des Trennflächengefüges in der Felsmechanik und der ggf. auftretenden Schichtung in der Salzmechanik kann somit nicht hergestellt werden.

Das elastische Verhalten des Gesteins kann im einfachsten Fall als isotrop angesehen werden, was zwei unabhängige Elastizitätskonstanten zur Folge hat. Üblicherweise sind dies Elastizitätsmodul  $E$  und Querdehn- oder Poisson-Zahl  $\nu$ , was auch der gebräuchlichen Formulierung des elastischen Verhaltens von Steinsalz entspricht. Je nach Gesteinsart ist jedoch mit transversal isotropem Verhalten zu rechnen, welches nach (Wittke, 1984) durch fünf unabhängige Elastizitätskonstanten beschrieben werden kann. So können Gesteine dargestellt werden, die durch flächiges (vgl. Abbildung 4.9) oder lineares Gefüge (vgl. Abbildung 4.10) geprägt sind.

Trotz der im Vergleich zu Steinsalz komplizierteren mechanischen Formulierung im elastischen Verhalten kommt Wittke zu dem Schluss, dass für die Bestimmung des Bruchverhaltens keine Unterscheidung zwischen Kompressions- und Extensionsversuchen getroffen werden muss: „Im Bruchkriterium von Mohr-Coulomb bleibt ebenso wie in den zitierten Kriterien von Bieniawski und Brown der Einfluss der mittleren Hauptspannung  $\sigma_2$  auf die Scherfestigkeit unberücksichtigt. Diese Annahme scheint nach den Ergebnissen von Hojem und Cook, die Gesteinsproben in Dreiaxialversuchen mit Spannungszustän-

den  $\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$  untersucht haben, sowie Untersuchungen von Brace, der mit einem Dreiaxialversuchsgerät neben den üblichen Versuchen mit  $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$  auch sogenannte Extensionsversuche mit  $\sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3$  durchführte, gerechtfertigt zu sein“ (Wittke, 1984, S. 71). Zu beachten ist hier die abweichende Vorzeichen-Konvention der Spannungen.

Die angesprochenen Festigkeitsversuche wurden an modifizierten Zylinderproben verschiedener Gesteinsarten durchgeführt und sind (Brace, 1964) zu entnehmen. Die Übersicht der Versuchsbedingungen lässt allerdings vermuten, dass der Fokus der Untersuchungen nicht auf dem Unterschied zwischen Extension und Kompression lag, wie es in (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) und (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007) der Fall ist. Dementsprechend ist anhand der Auswertung von Brace nicht zu erkennen, ob mit dem Materialverhalten von Salz vergleichbare Phänomene im Gestein nicht auftreten oder mit Hilfe der durchgeführten Versuche lediglich nicht erkannt wurden.

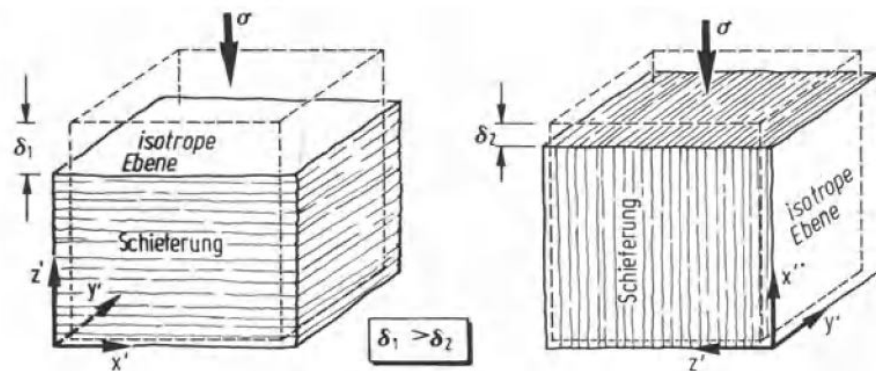


Abbildung 4.9: Transversale Isotropie im Gestein mit flächigem Gefüge (aus (Wittke, 1984))

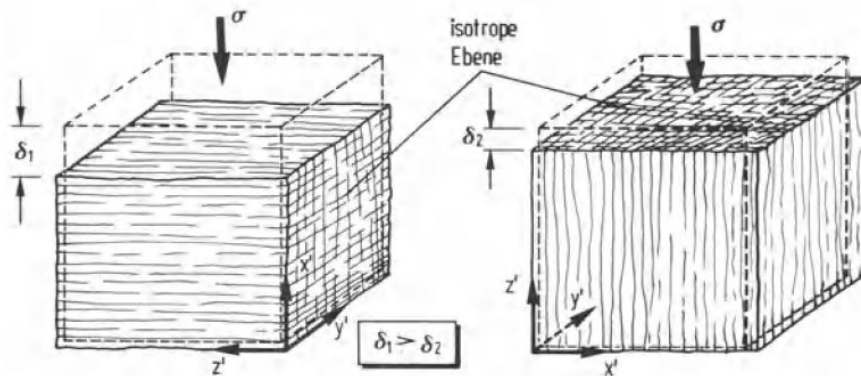


Abbildung 4.10: Transversale Isotropie im Gestein mit linearem Gefüge (aus (Wittke, 1984))

Versuchs- nummer	Belastungs- stufe	$\sigma_{\text{Mantel}}$ [MPa]	$\sigma_{\text{Axial}}$ [MPa]	$I_1$ [MPa]	$\sqrt{J_2}$ [MPa]	$\theta$ [°]
1	1	0,0	-20,0	-20,0	11,6	+30
2	1	-30,0	-10,0	-50,0	11,6	-30
3	1	-20,0	-40,0	-80,0	11,6	+30
	2	-10,0	-30,0	-50,0	11,6	+30
4	1	-40,0	-20,0	-100,0	11,6	-30
	2	-30,0	-10,0	-70,0	11,6	-30

Tabelle 4.2: Spannungszustände und Invarianten zu den Kriechversuchen aus (Heusermann, Lux und R. Rokahr, 1982) in Abbildung 4.11

### 4.3.3 Steinsalz

In Abschnitt 4.1 wurden bereits die mechanischen Eigenschaften von Steinsalz erläutert. Für viele Problemstellungen ist die Annahme eines isotropen Materialverhaltens ausreichend, allerdings zeigen verschiedene Untersuchungen einen in den einzelnen Kriechphasen unterschiedlich stark ausgeprägten Einfluss der Anisotropie.

In (Heusermann, Lux und R. Rokahr, 1982) wird anhand der Ergebnisse von einaxialen sowie triaxialen Kriechversuchen festgestellt, dass sowohl Kompressions- als auch Extensionsversuche unter triaxialen Bedingungen aufgrund der Einspannung der Probe zu deutlich niedrigeren Verformungen führen als einaxiale Versuche mit gleicher Differenzspannung. Dies ist in Abbildung 4.11 exemplarisch anhand von vier Versuchen dargestellt: ein einstufiger und einaxialer Kriechversuch mit 20 MPa Spannung, ein einstufiger Extensions- und jeweils ein zweistufiger Extensions- bzw. Kompressionsversuch mit ebenfalls 20 MPa Differenzspannung. Die einzelnen Laststufen sind der Abbildung zu entnehmen, die jeweiligen Lastwechsel sind mit „LW“ gekennzeichnet. Tabelle 4.2 zeigt die Spannungszustände der einzelnen Versuche, deren Nummern in Abbildung 4.11 in Blau (Kompression) und Rot (Extension) ergänzt wurden. Für alle Versuchsarten wurde nur eine geringe Variation der sekundären Kriechrate festgestellt, weshalb davon ausgegangen wird, dass die unterschiedliche Entwicklung der Verformungen maßgeblich durch das primäre Kriechen, in (Heusermann, Lux und R. Rokahr, 1982) Übergangskriechen genannt, hervorgerufen wird.

Beim Vergleich der Verformungen bei Kompressions- und Extensionsversuchen wurde nur ein geringer Unterschied festgestellt. Für diese Versuche wurden allerdings lediglich Mantelspannung und axiale Spannung vertauscht. Dies führt dazu, dass sich bei konstanter Differenzspannung neben dem Lode-Winkel auch die erste Invariante  $I_1$  verändert (vgl. Tabelle 4.2). Die Versuchsergebnisse sind daher für die Fragestellung zum Einfluss des Lode-Winkels nicht direkt verwendbar, da der Spannungszustand nicht nur von Kompression auf Extension variiert, sondern auch der Abstand zwischen Deviatorebene und Ursprung beeinflusst wird (vgl. Abschnitt 3.2).

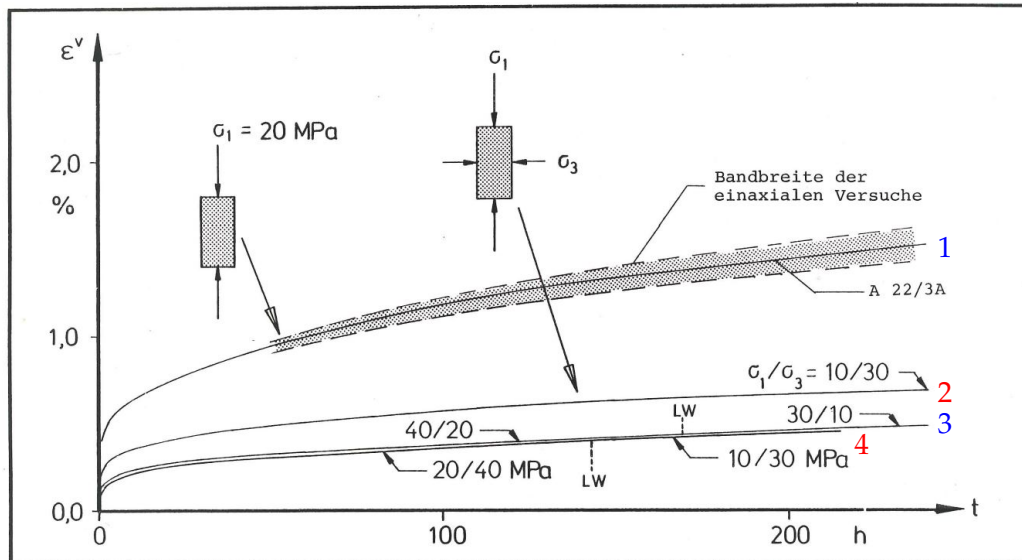


Abbildung 4.11: Gegenüberstellung einaxialer und triaxialer Kriechversuche (aus (Heusermann, Lux und R. Rokahr, 1982)) mit Ergänzung der Versuchsnummern in Blau (Kompression) und Rot (Extension)

Analog zu (Heusermann, Lux und R. Rokahr, 1982) stellt Langer fest, dass „an würfelförmigen Proben [...] unter echt dreiaxialer Beanspruchung ( $\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$ ) qualitativ gezeigt werden [konnte], daß Steinsalz isotrope Kriecheigenschaften hat“ (Langer, 1984, S. 255). Für die viskosen Verformungen aus lediglich transientem und stationärem Kriechen wird hier kein Einfluss anisotroper Effekte festgestellt.

In (Hunsche und Schulze, 1994) werden die vorläufigen Ergebnisse eines einzelnen Kriechversuchs mit Kompressions- und Extensionsbelastungsstufen vorgestellt, der an Steinsalz aus dem Salzstock Asse durchgeführt wurde. In diesem Versuch wurde bei jedem Wechsel zwischen Kompression und Extension erneut primäres Kriechen beobachtet, was auf eine von der Spannungsgeometrie abhängige Verfestigung schließen lässt. Außerdem wird eine für die Extension gegenüber der Kompression um den Faktor 1,7 höhere sekundäre Kriechrate angegeben. Der Versuch wird in Abschnitt 5.2.1 genauer betrachtet. Hunsche und Schulze stellen abschließend fest, dass es zum Einfluss der Spannungsgeometrie weiteren Forschungsbedarf gibt.

Mellegard et al. führten etwa zehn Jahre später Versuche durch, in denen reine Kompressions- und Extensionszustände erzeugt wurden (vgl. (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) und (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007)). Dazu wurden die aufgetragten Spannungen während der Versuchsdurchführung so geändert, dass lediglich der Lode-Winkel  $\theta = \pm 30^\circ$  unter Festhalten der übrigen Invarianten variiert. Dabei zeigten sich die bereits bei (Hunsche und Schulze, 1994) beschriebenen Einflüsse der Belastungsgeometrie auf das Kriechverhalten. Die Versuchsreihe ist in Abschnitt 5.2.2 ausführlich beschrieben.

Der Widerspruch zu Langers Aussage eines isotropen Verhaltens lässt sich möglicher-

weise durch eine Weiterentwicklung der Versuchs- und Messtechnik erklären. Weiterhin ist es möglich, dass in (Langer, 1984) keine systematischen Versuche mit Fokus auf den Einfluss des Lode-Winkels durchgeführt wurden. Langer führt keine weiteren Informationen über die damaligen Versuchsbedingungen an, weshalb die zugrunde liegenden Versuche nicht direkt bewertet werden können.

Für das Festigkeitsverhalten stellt Langer fest, dass „Kompressions- und Extensionsbeanspruchung [...] auf eine unterschiedliche Bruchfestigkeit [führen]“ (Langer, 1984, S.258). Weitere Angaben über die ausgewerteten Versuche oder die Größenordnung des Unterschieds in der Bruchfestigkeit liegen allerdings nicht vor. Die grundsätzliche Aussage deckt sich mit den Versuchsergebnissen aus (Hunsche und Albrecht, 1990) und (Hunsche, 1992), welche in Abbildung 4.12 dargestellt sind. Aufgetragen ist der Spannungszustand im Bruch kraftgesteuerter echt triaxialer Versuche bei 30 °C mit Spannungszuständen von reiner Kompression bis zu reiner Extension (nicht ausgefüllte Symbole), biaxialer Extensionsversuche sowie einaxialer Kompressionsversuche (ausgefüllte Symbole). Statt des Lode-Winkels  $\theta$  wird hier der Lode-Parameter  $m$  aus Gleichung (4.4) (nach (Hunsche, 1984) bzw. (Hunsche, 1992)) verwendet, welcher sich im Bereich (Kompression)  $-1 < m < +1$  (Extension) bewegt.

$$m = \frac{3 \cdot s_2}{s_1 - s_3} = \frac{2 \cdot \sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad \text{mit: } s_i = \sigma_i - \sigma_m \quad (4.4)$$

Anschließend wurde für  $m = \mp 1$  bzw.  $\theta = \pm 30^\circ$  eine konservativ abdeckende Grenze bestimmt. Anhand der Versuche wird eine um ca. 30 % geringere Festigkeit bei Extensionsversuchen beziffert.

Von der BGR wurden dankenswerterweise Versuchsdaten von echt triaxialen Festigkeitsversuchen zur Verfügung gestellt, die sich teilweise mit den Ergebnissen aus (Hunsche, 1992) überschneiden. Die Versuche wurden an verschiedenen Stratigrafien aus Morsleben und Gorleben durchgeführt, weshalb eine gewisse Streubreite zu erwarten ist. In Abbildung 4.13 ist der Spannungszustand ausgewählter Versuche im Bruch bei 28 °C bis 32 °C dargestellt. Aufgrund der Überschneidung der Datengrundlage für Abbildung 4.12 und Abbildung 4.13 ergibt sich die gleiche Aussage der niedrigeren Extensionsfestigkeit. Dieses Phänomen ist lediglich aufgrund der besseren Qualität der aufbereiteten Daten doppelt dargestellt.

Nach (Cristescu und Hunsche, 1998) hat die dritte Invariante des Spannungstensors nur einen relevanten Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften von Steinsalz, sofern sich der Spannungszustand im Bereich der Bruchgrenze befindet. Eine Abhängigkeit der Dilatanzgrenze von der dritten Invariante des Spannungstensors wurde nicht festgestellt. Cristescu und Hunsche stellen allerdings auch die Forderung auf, dass diese Invariante ebenfalls berücksichtigt werden muss, falls ihr Einfluss auch bei anderen Spannungszuständen festgestellt wird.

In (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) werden Versuche vorgestellt, bei denen die Dilatanzfestigkeit unter Kompressions- und Extensionsbedingungen gemessen wurde. Analog zu den Erkenntnissen zur Bruchfestigkeit in (Hunsche, 1992) wurde auch hier eine um etwa 30 % niedrigere Dilatanzfestigkeit für Kompressionsbelastungen festgestellt.



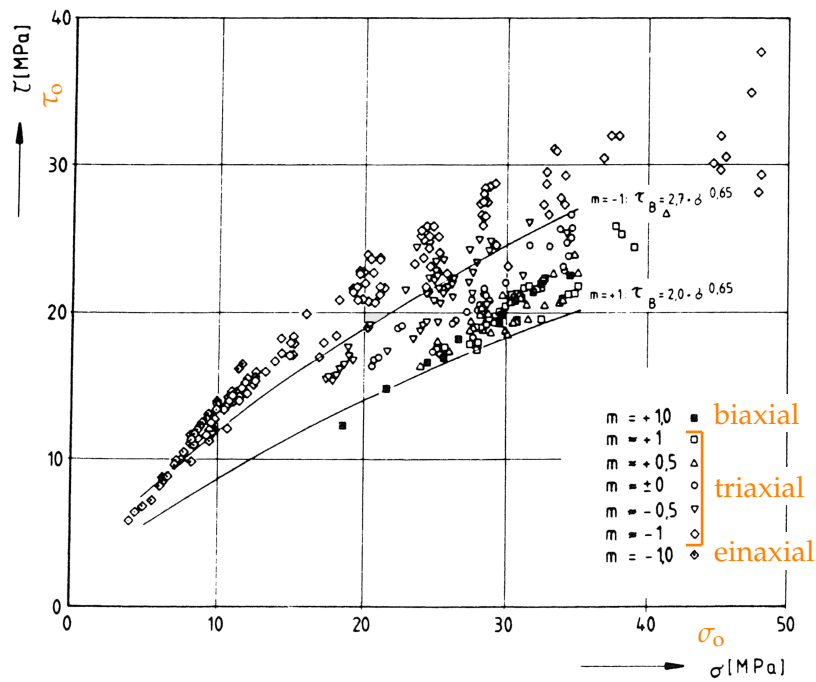


Abbildung 4.12: Vergleich der Spannung im Bruchzustand bei Kompressions- und Extensionsversuchen (aus (Hunsche, 1992)) mit Ergänzungen in Orange

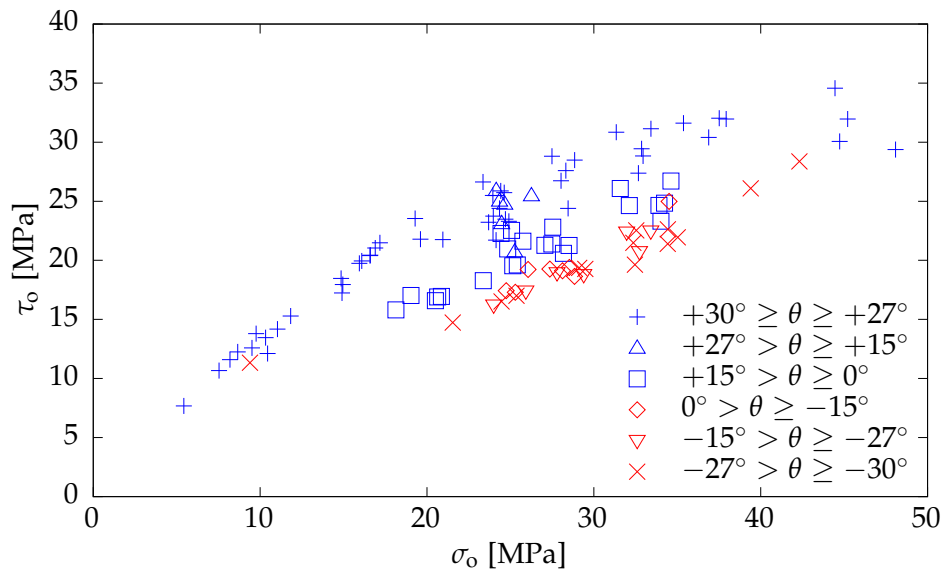


Abbildung 4.13: Vergleich der Spannung im Bruchzustand bei Kompressions- und Extensionsversuchen mit Daten der BGR (nach (Gräsele, 2016))

Auch diese Versuche sind in Abschnitt 5.2.2 beschrieben.

Da die Parameterermittlung im Allgemeinen über Kompressions- und nicht über Extensionsversuche erfolgt und damit der Unterschied der Belastungszustände nicht entsprechend berücksichtigt wird, kann die Festigkeit des Materials überschätzt werden. Insbesondere im Salzkavernenbau wurde diesem Umstand Rechnung getragen, indem Kompressions- und Extensionsversuche zur Ermittlung der Festigkeit herangezogen wurden (vgl. (Lux, 1984)). Bei der Prognose einer durch Schädigung verursachten Auflockerungszone an der Hohlraumkontur ist dies relevant, da es sich hier überwiegend um eine Extensionsbeanspruchung handelt.

Popp et al. haben Untersuchungen zur Entwicklung von Dilatanz und Permeabilität durchgeführt (vgl. (Popp, Kern und Schulze, 2001)). Dazu wurden an Proben aus den Standorten Gorleben, Morsleben und Asse die Geschwindigkeit aufgebrachtener elastischer Wellen sowie die Durchlässigkeit gemessen. Zunächst wurden die Proben hydrostatisch bis 30 MPa kompaktiert. Anschließend wurden ausgewählte Proben in Festigkeitsversuchen unter triaxialer Kompression und Extension belastet. Bei beiden Belastungsarten wurde eine Abnahme der Wellengeschwindigkeit festgestellt, allerdings zeigte sich für die gemessenen Primär- und Sekundärwellen je nach Belastung ein unterschiedliches Verhalten. Für die Kompressionsbelastung wurde außerdem eine deutliche Zunahme der Permeabilität festgestellt, wohingegen sich im Verlauf des Extensionsversuchs keine signifikante Änderung der Permeabilität ergeben hat. Da die Wellengeschwindigkeit und die Durchlässigkeit lediglich von den Stempeln aus in axialer Richtung gemessen wurden, kann von einer unterschiedlichen Ausrichtung der entstandenen Risse ausgegangen werden. Auch ohne Kenntnis der genauen Spannungszustände wird in (Popp, Kern und Schulze, 2001) deutlich, dass die Spannungsgeometrie einen maßgeblichen Einfluss auf die Eigenschaften des Salzes hat.

#### 4.3.4 Beton

Im Bereich der Betontechnologie wurden von Kupfer et al. Versuche zum Verhalten von Beton unter biaxialen Spannungszuständen ausgewertet (vgl. (Kupfer, Hilsdorf und Rusch, 1969) und (Kupfer, 1973)). In diesen Versuchen wurden Betonplatten mit den Abmessungen 20 x 20 x 5 cm aus drei verschiedenen Betongüten getestet, indem Kombinationen aus biaxialer Kompression, Kompression/Zug und biaxialem Zug über eine Dauer von 28 Tagen durchgeführt wurden. In Abbildung 4.14 (links) sind die Bruchbilder ausgewählter Probekörper nach unterschiedlichen Belastungen dargestellt. Es zeigte sich, dass die Betongüte einen vernachlässigbar kleinen Einfluss auf die qualitativen Ergebnisse hat. In Abbildung 4.14 (rechts) sind die Bruchfestigkeiten für Betone mit drei unterschiedlichen Prismenfestigkeiten dargestellt. Die Spannungen auf beiden Achsen sind auf die Prismenfestigkeit normiert. Kupfer et al. stellen fest, dass die Bruchfestigkeit bei biaxialer Kompression über der Prismenfestigkeit liegt. Für die Festigkeit bei gleich großen Spannungen  $\sigma_1 = \sigma_2$  wird eine Erhöhung von etwa 16 % angegeben, bei ungleicher Belastung sogar bis zu 27 %. Die Festigkeit entspricht bei biaxialem Zug unabhängig vom Verhältnis der Zugspannungen etwa der einaxialen Zugfestigkeit. Bei einer Kombination aus Kom-

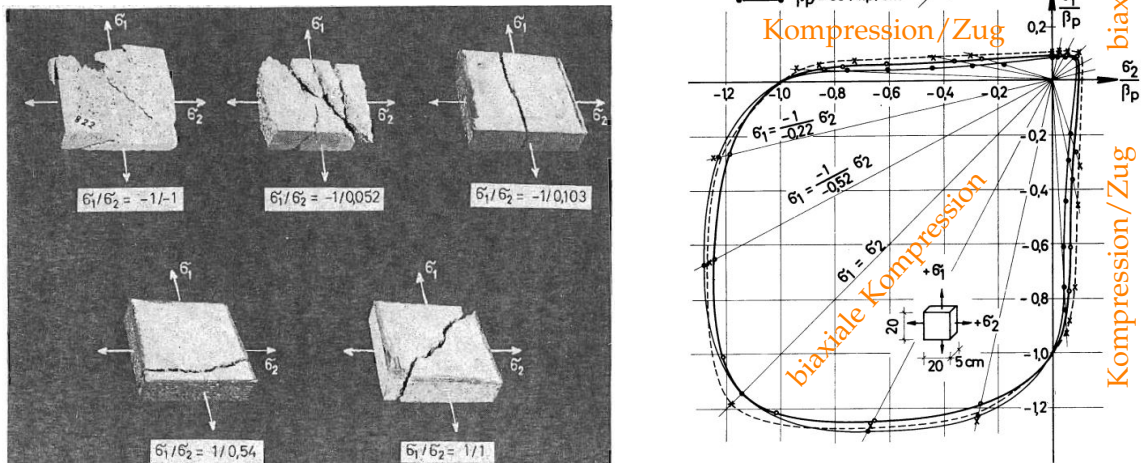


Abbildung 4.14: Links: Beton-Probekörper nach Durchführung von biaxialen Versuchen (nach (Kupfer, Hilsdorf und Rusch, 1969))  
Rechts: Bruchfestigkeit für verschiedene Betongüten (nach (Kupfer, 1973)) mit Ergänzungen in Orange

pression und Zug in unterschiedlichen Richtungen stellt sich allerdings eine geringere Festigkeit als bei reinen Kompressions- oder Zugbelastungen ein.

Es wird deutlich, dass Beton im geschädigten Zustand wie erwartet ein stark ausgeprägtes anisotropes Verhalten zeigt. Eine Übertragbarkeit der Ergebnisse aus (Kupfer, Hilsdorf und Rusch, 1969) und (Kupfer, 1973) auf Steinsalz ist allerdings nicht möglich, da die Spannungsbedingungen für biaxiale und triaxiale Versuche zu stark voneinander abweichen.



# 5 Methodisches Vorgehen

## 5.1 Einleitung

Wie bereits in Kapitel 2 erwähnt, ist im Bereich der Kontur von Hohlräumen mit Spannungszuständen zu rechnen, die zu Extensionsbelastungen führen. Diese können nur richtig abgebildet werden, wenn der komplette Spannungszustand berücksichtigt wird. Bei den in Abschnitt 4.2 vorgestellten Stoffmodellen ist dies aufgrund einer Vernachlässigung des Lode-Winkels bisher nicht ausreichend umgesetzt. Es stellt sich daher die Frage, wie die Berücksichtigung des Lode-Winkels in Stoffmodellen umgesetzt werden kann und ob dies zu einer realitätsnäheren Abbildung des Materialverhaltens führt.

Zur Beantwortung dieser Frage werden zunächst Versuche diskutiert, die in (Hunsche und Schulze, 1994) sowie (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) und (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007) vorgestellt wurden. Der Fokus dieser Versuche liegt darauf, das Materialverhalten bei abwechselnden Extensions- bzw. Kompressionszuständen unter ansonsten gleichen Spannungsbedingungen zu untersuchen. Die Versuche zeigen mehrere Phänomene, die auf den Einfluss des Lode-Winkels zurückzuführen sind und bisher nicht ausreichend berücksichtigt werden. Diese Kenntnislücke soll durch die Entwicklung eines neuen Ansatzes geschlossen werden.

Dieser Ansatz wird anschließend zur Validierung im Stoffmodell *TUBSsalt* implementiert. *TUBSsalt* wurde am Institut für Grundbau und Bodenmechanik der Technischen Universität Braunschweig entwickelt und liegt daher als Quellcode zur Benutzung in dieser Arbeit vor (vgl. (Gährken, Missal und Stahlmann, 2015), (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016a) und (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016b)). Dieses den weiteren Entwicklungen zugrunde liegende Modell wird in Abschnitt 5.3 zusammen mit einer Berechnung der zu betrachtenden Versuche vorgestellt. Diese Version wird im Folgenden als Ausgangsversion benannt.

## 5.2 Extensions- und Kompressionsversuche an Steinsalz

### 5.2.1 Versuche von Hunsche und Schulze

Wie bereits in Abschnitt 4.3.3 erwähnt, wird in (Hunsche und Schulze, 1994) ein einzelner Kriechversuch an Asse-Speisesalz aus einer Teufenlage von 800 m vorgestellt, bei dem zwischen Kompressions- und Extensionsbelastung gewechselt wurde. Die Ergebnisse des Versuchs sind anhand der axialen Verformung sowie der Verformungsrate über die Zeit in Abbildung 5.1 dargestellt. Da positive und negative Werte nicht im gleichen logarithmischen Diagramm ausgegeben werden können, wird die Verformungsrate als Betrag

Belastungs- stufe	$\sigma_{\text{Mantel}}$ [MPa]	$\sigma_{\text{Axial}}$ [MPa]	$I_1$ [MPa]	$\sqrt{J_2}$ [MPa]	$\theta$ [°]
1	−20,0	−5,0	−45,0	8,7	−30
2	−18,0	−3,0	−39,0	8,7	−30
3	−16,0	−1,0	−33,0	8,7	−30
4	−15,5	−0,5	−31,5	8,7	−30
5	−16,0	−31,0	−63,0	8,7	+30
6	−26,0	−11,0	−63,0	8,7	−30
7	−16,0	−31,0	−63,0	8,7	+30

Tabelle 5.1: Spannungszustände und Invarianten zum Kriechversuch aus (Hunsche und Schulze, 1994) in Abbildung 5.1

dargestellt, also für alle Laststufen in gleicher Richtung. Die im oberen Teil der Abbildung aufgeführten Belastungsstufen sind zusätzlich in Tabelle 5.1 zusammengefasst. Neben der Mantel- und der axialen Spannung sind auch drei Invarianten aufgeführt, die nach Abschnitt 3.2 den Spannungszustand vollständig beschreiben.

In Abbildung 5.1 sind sowohl in den Verformungen als auch in den Verformungsraten die einzelnen Extensionslaststufen 1 bis 4 zu erkennen. Aufgrund einer Veränderung des Spannungszustands in der Form, dass die Differenzspannung gleich gehalten und der hydrostatische Anteil erhöht wird, setzt jeweils erneut scheinbar transientes Kriechen ein. Dies widerspricht der Vorstellung, dass primäres Kriechen nur durch eine Änderung der Differenzspannung hervorgerufen wird. Dieses vor allem in der Verformungsrate zu erkennende Phänomen kann allerdings auf eine fehlerhafte Auswertung zurückgeführt werden. In der Berechnung der Kriechrate über mehrere aufeinanderfolgende Datenpunkte wurden Änderungen des Spannungszustands nicht gesondert betrachtet, so dass auch elastische Verformungsanteile, bedingt durch die Änderung des hydrostatischen Drucks, mit in die Darstellung eingehen. Auf die Fragestellung der Abhängigkeit des transienten Kriechens vom hydrostatischen Anteil der Spannungen wird in dieser Arbeit nicht weiter eingegangen. Da in den aufgebrachten Spannungszuständen die Differenzspannung gleich gehalten wurde, ist keine Reaktion des Stoffmodells *TUBSsalt* zu erwarten.

In den Belastungsstufen 5 bis 7 wird lediglich durch eine Veränderung des Lode-Winkels zwischen Extension und Kompression gewechselt. Da sich der hydrostatische und der deviatorische Anteil der üblichen unvollständigen Beschreibung des Spannungszustands nicht ändern, können die meisten Stoffmodelle keinen Unterschied im Spannungszustand feststellen. Bedingt durch die Ableitungen des Spannungstensors kehrt sich bei einer Berechnung nur die Verformungsrichtung um. Abbildung 5.2 zeigt dies beispielhaft an der Berechnung des Versuchs aus (Hunsche und Schulze, 1994) mit *FLAC3D* und dem Stoffmodell *TUBSsalt*. Die Wechsel der Belastungsgeometrie sind hier durch eine instantane elastische Verformung und einen anschließenden linearen Verlauf charakterisiert. In den Versuchsdaten ist dagegen deutlich zu erkennen, dass auch in diesen Stufen erneut transientes Kriechen einsetzt.

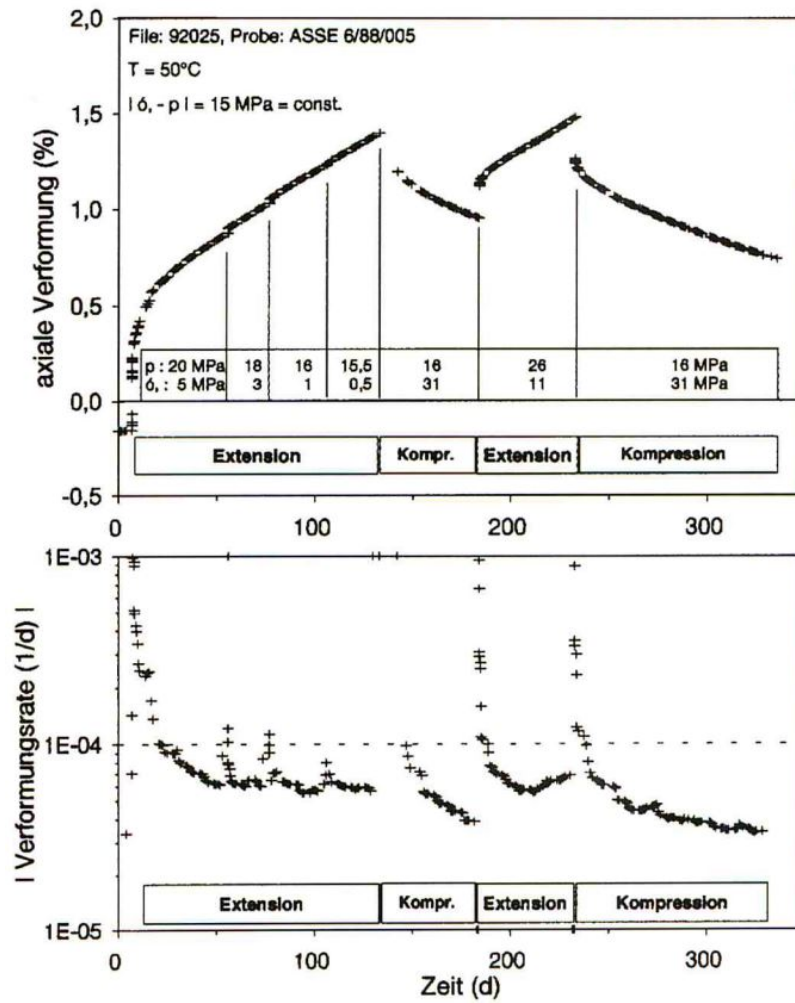


Abbildung 5.1: Triaxialer Kriechversuch mit Wechsel zwischen Kompressions- und Extensionsbelastung (aus (Hunsche und Schulze, 1994))

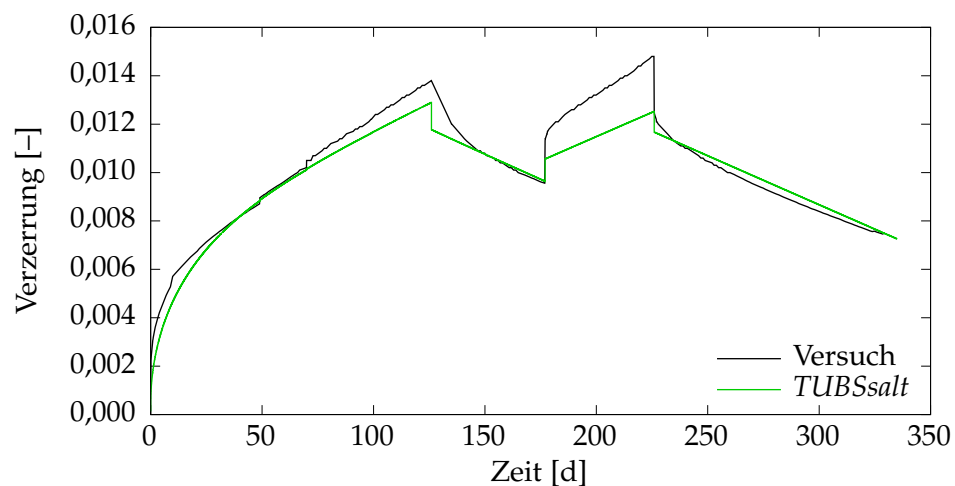


Abbildung 5.2: Versuchsdaten und Berechnung des Kriechversuchs nach (Hunsche und Schulze, 1994)

## 5.2.2 Versuche von Mellegard et al.

### Übersicht

In (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) und (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007) werden die Ergebnisse einer Reihe von Kriech- und Festigkeitsversuchen dargestellt, wie bereits in Abschnitt 4.3.3 erwähnt. Diese Versuche wurden mit einem Fokus auf den Einfluss des Lode-Winkels an Salzproben aus der Nähe von Cayuta, New York, USA aus einer Teufenlage von 1225 bis 1430 m bei flacher Lagerung durchgeführt. Die Versuchsergebnisse wurden dankenswerterweise von den Autoren zur weiteren Auswertung in dieser Arbeit zur Verfügung gestellt.

Um den Einfluss des Lode-Winkels  $\theta$  zu ermitteln, wurden die Kriechversuche mit abwechselnder Kompressions- und Extensionsbelastung unter besonderen Spannungsbedingungen in Form konstanter Invarianten  $I_1$  und  $J_2$  sowie eines variablen Lode-Winkels  $\theta = \pm 30^\circ$  durchgeführt. Tabelle 5.2 zeigt eine Übersicht der durchgeführten Versuche mit den entsprechenden Randbedingungen. Analog zu Tabelle 5.1 sind Mantelspannung und axiale Spannung sowie drei Invarianten zur Beschreibung des Spannungszustands aufgeführt. Zusätzlich ist die Dauer der einzelnen Belastungsstufen angegeben.

Die Versuchsergebnisse nach (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) und (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007) sind neu aufbereitet als Verzerrungen über die Zeit in Abbildung 5.3 bis 5.8 dargestellt<sup>(2)</sup>. Die Kurvenabschnitte werden farblich nach ihrer Lastgeometrie unterschieden: rot kennzeichnet Extension in positiver Achsenrichtung, blau Kompression in negativer Achsenrichtung. Wie schon im Versuch aus (Hunsche und Schulze, 1994) ist auch hier bei jedem Lastwechsel ein erneutes Auftreten von transientem Kriechen zu beobachten. Die Versuche wurden teilweise mit Kompression, teilweise mit Extension begonnen, um einen Einfluss der Reihenfolge der Belastungsgeometrie zu überprüfen. Es wurde nach (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007) kein Unterschied festgestellt.

Mellegard et al. haben ebenfalls numerische Vergleiche mit mehreren Stoffmodellen durchgeführt. Das Ergebnis ist in Abbildung 5.9 dargestellt. Analog zu Abbildung 5.2 ist zu erkennen, dass die beiden verwendeten Modelle mit Berücksichtigung des transienten Kriechens dieses nur in der ersten Belastungsphase abbilden. Ein erneutes Einsetzen nach Änderung der Belastungsgeometrie wird nur in den Versuchsdaten deutlich.

### Zyklische Belastungswechsel

Wie Tabelle 5.2 ebenfalls zu entnehmen ist, wurden bei einem Teil der von Mellegard et al. durchgeführten Kriechversuche zyklische Wechsel von Extensions- und Kompressionsbelastung mit einer Dauer von zwei (Versuch BAL1/48/4) bis sieben Tagen (Versuch BAL1/179/1) vorgenommen. In den Versuchen BAL1/179/2 und BAL1/179/4 wurde

<sup>(2)</sup>Die vorliegenden Daten für den Versuch BAL1/179/1 zeigen verglichen mit der Darstellung in (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) einen unterschiedlichen Verlauf. Da die Abbildung allerdings mit dem entsprechenden Diagramm in (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007) übereinstimmt, wird für die frühere Veröffentlichung von einem fehlerhaften Diagramm ausgegangen.



Versuchsnr. (Temperatur)	Belastungs- stufe	$\sigma_{\text{Mantel}}$ [MPa]	$\sigma_{\text{Axial}}$ [MPa]	$I_1$ [MPa]	$\sqrt{J_2}$ [MPa]	$\theta$ [°]	Dauer [Tage]
BAL1/48/4 (40 °C)	1	−27,6	−13,8	−69,0	8,0	−30	64
	2	−18,4	−32,2	−69,0	8,0	+30	70
	3	−27,6	−13,8	−69,0	8,0	−30	68
	4–28	mehrere Kompressions-/Extensionslaststufen					
BAL1/125/1 (40 °C)	1	−27,6	−48,3	−103,5	12,0	+30	61
	2	−27,6	−6,9	−62,1	12,0	−30	63
	3	−34,5	−13,8	−82,8	12,0	−30	57
BAL1/179/1 (55 °C)	1	−27,6	−13,8	−69,0	8,0	−30	67
	2	−18,4	−32,2	−69,0	8,0	+30	80
	3–16	mehrere Kompressions-/Extensionslaststufen					
BAL1/179/2 (55 °C)	1	−17,2	−34,6	−69,0	10,0	+30	71
	2	−28,7	−11,6	−69,0	10,0	−30	76
	3–12	mehrere Kompressions-/Extensionslaststufen					
BAL1/179/4 (55 °C)	1	−28,7	−11,6	−69,0	10,0	−30	72
	2	−17,2	−34,6	−69,0	10,0	+30	53
	3–12	mehrere Kompressions-/Extensionslaststufen					
BAL1/180/2 (55 °C)	1	−18,4	−32,2	−69,0	8,0	+30	37
	2	−27,6	−13,8	−69,0	8,0	−30	45
	3	−18,4	−32,2	−69,0	8,0	+30	44
	4	−27,6	−13,8	−69,0	8,0	−30	63

Tabelle 5.2: Übersicht Kriechversuche (nach (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007))

## 5 Methodisches Vorgehen

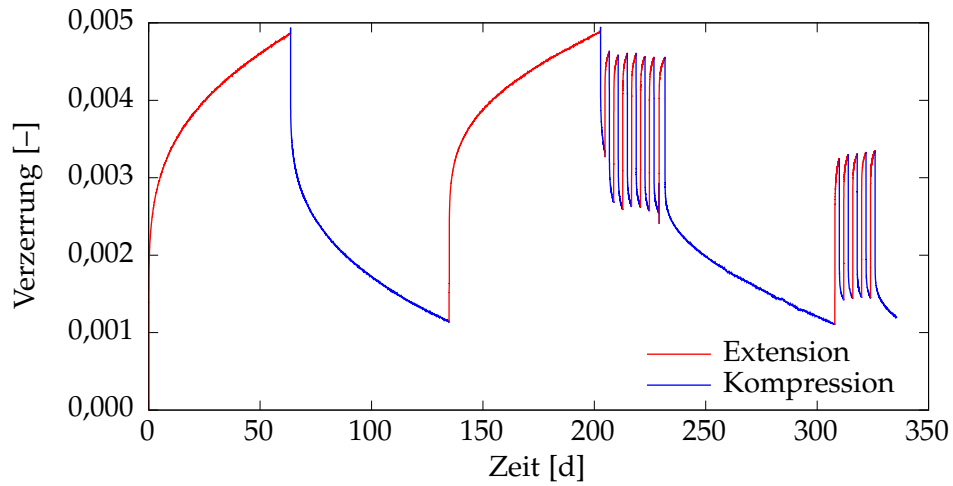


Abbildung 5.3: Verzerrung im Versuch BAL1/48/4

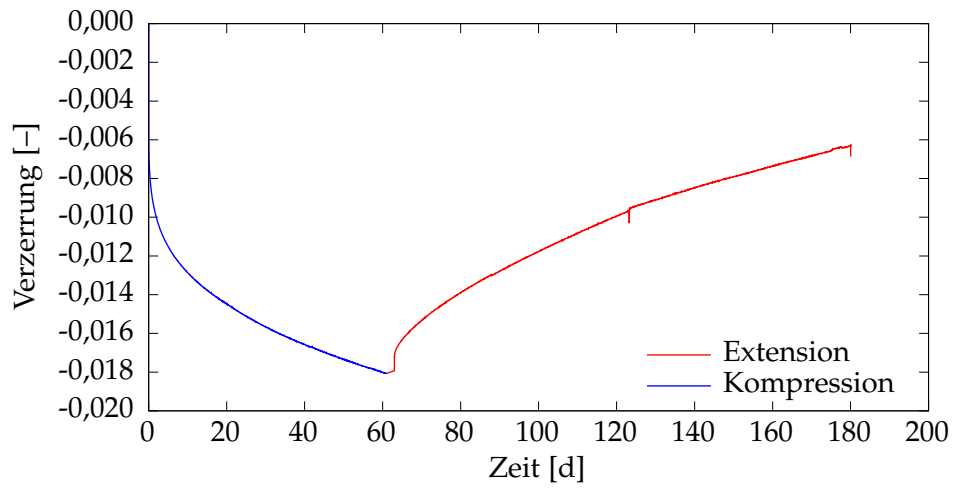


Abbildung 5.4: Verzerrung im Versuch BAL1/125/1

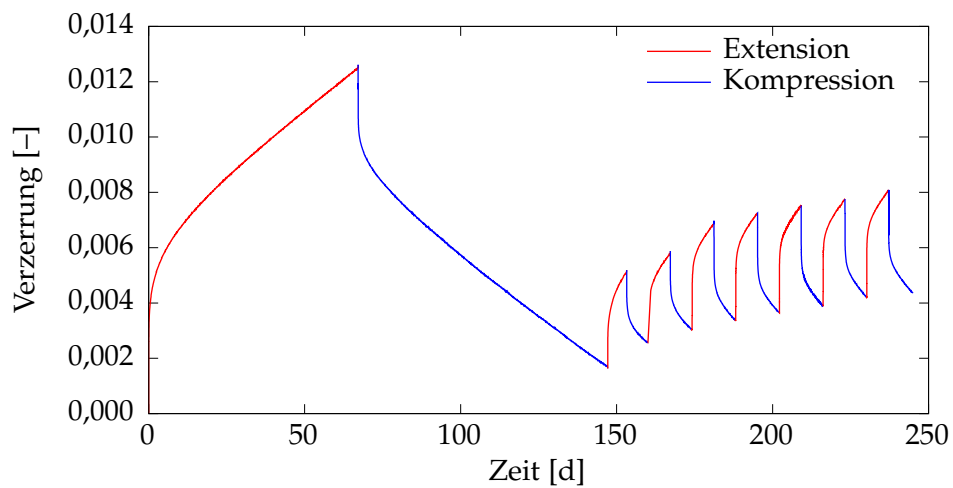


Abbildung 5.5: Verzerrung im Versuch BAL1/179/1

## 5 Methodisches Vorgehen

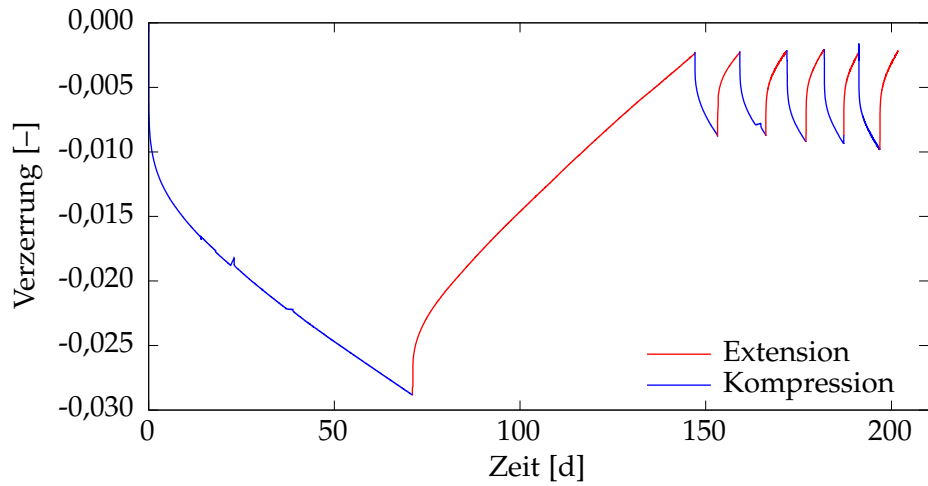


Abbildung 5.6: Verzerrung im Versuch BAL1/179/2

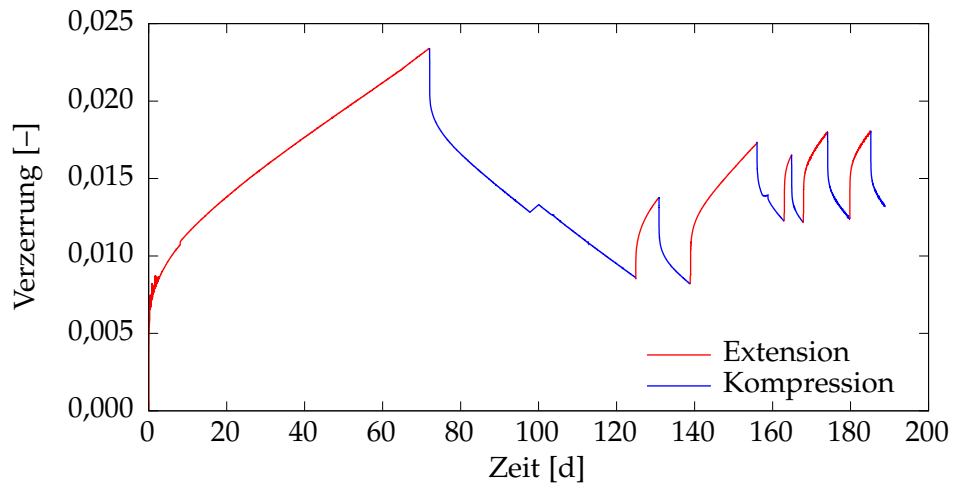


Abbildung 5.7: Verzerrung im Versuch BAL1/179/4

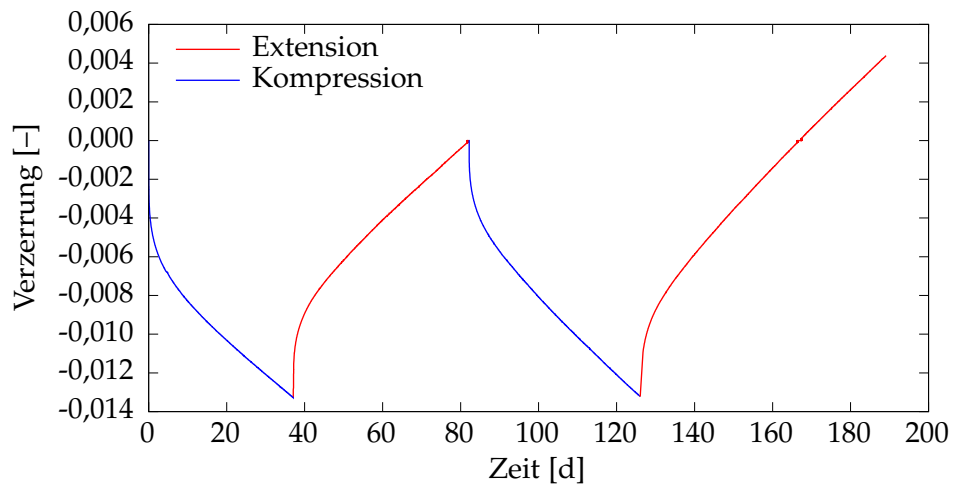


Abbildung 5.8: Verzerrung im Versuch BAL1/180/2

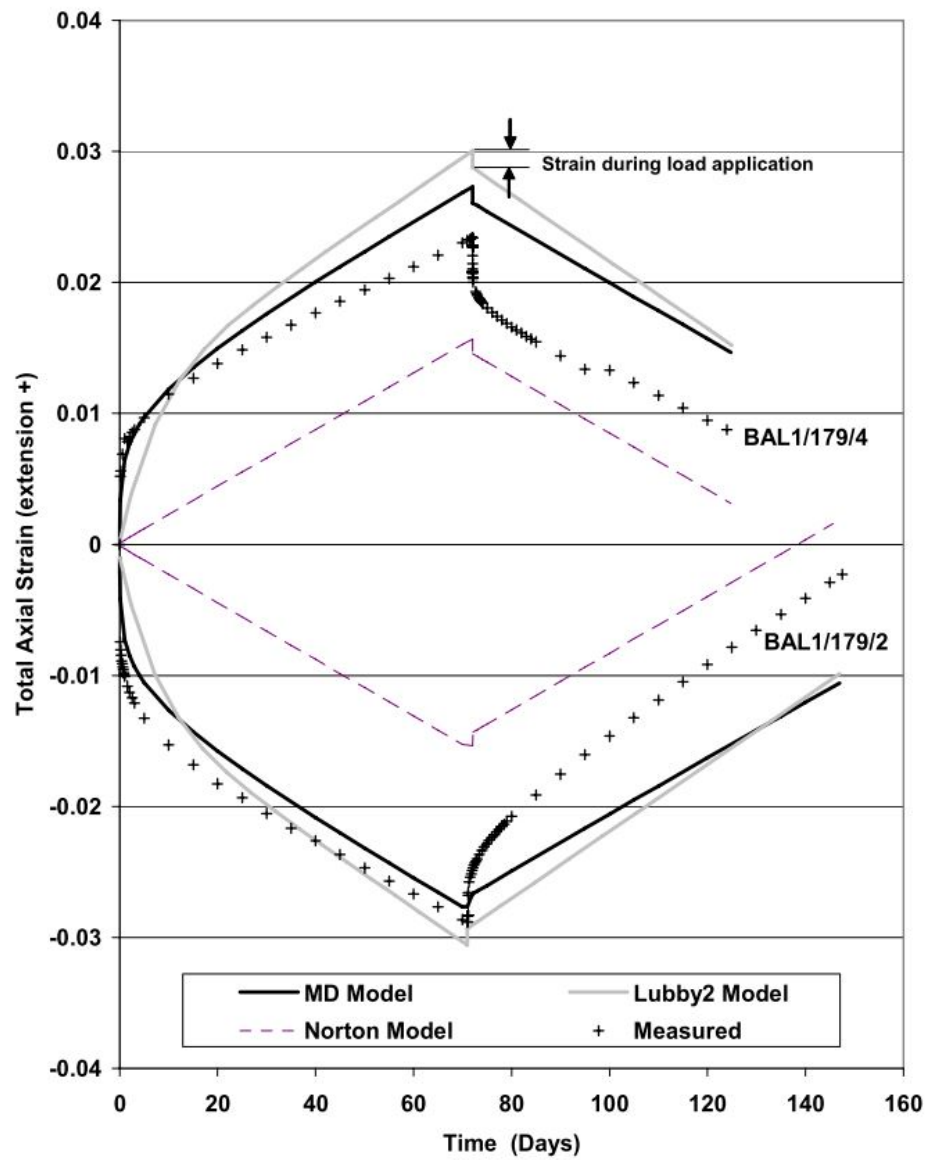


Abbildung 5.9: Vergleich des transienten Verhaltens in Versuch und Berechnung (aus (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007))

die Dauer der Zyklen variiert. Daraus ergeben sich Besonderheiten, die im Folgenden betrachtet werden sollen.

Im Versuch BAL1/179/1 ist in Abbildung 5.5 für die zyklische Belastung in der Zeit von ca. Tag 150 bis 250 zu erkennen, dass durch die Extensionsbelastungen größere Verzerrungen hervorgerufen werden, als es für die Kompression der Fall ist. Die einzelnen Zyklen haben hier eine konstante Dauer von sieben Tagen. Abbildung 5.10 zeigt den gleichen Zeitraum des Versuchs BAL1/179/1, allerdings sind die Verzerrungen der einzelnen Zyklen getrennt aufgetragen. Zur besseren Vergleichbarkeit von Extension und Kompression sind die Beträge der Verzerrungen in der gleichen Richtung dargestellt. Die Zahlen stehen für die zeitliche Abfolge der Zyklen. Es ist zu erkennen, dass sich ab Belastungsstufe 7 ähnliche Verzerrungen einstellen, wobei die Kurvenschar der Extension tendenziell über der Kompression liegt. Dies ist bereits bei den Belastungsstufe 3 bis 6 der Fall, auch wenn diese generell geringere Verzerrungen aufweisen.

Auf den ersten Blick ist bei den zyklischen Belastungen im Versuch BAL1/179/2 kein signifikanter Unterschied der Extensions- und Kompressionsverzerrungen zu erkennen. Im Gegensatz zum vorherigen Versuch wurde hier allerdings die Dauer der einzelnen Zyklen variiert, um in jedem Zyklus etwa gleiche Verzerrungen hervorzurufen. Der unterschiedliche Einfluss der Belastung ist daher nur an höheren Raten für die Extension zu erkennen. In der Darstellung der einzelnen zyklischen Laststufen (Abbildung 5.11) ist ein ähnliches Bild zu sehen, wie für Versuch BAL1/179/1. Die ersten vier zyklischen Belastungsstufen liegen unterhalb der Belastungsstufen 7 bis 12, die Extension über der Kompression. In den späteren Zyklen ist der Unterschied zwischen den Belastungsgeometrien nicht so deutlich ausgeprägt, aber tendenziell auch erkennbar.

Im Versuch BAL1/179/4 wurden die zyklischen Laststufen weder in Bezug auf die Zeit noch auf die Verzerrung einheitlich durchgeführt. Wie in Abbildung 5.12 zu erkennen ist, sind die ersten vier Zyklen nicht so deutlich von den späteren Zyklen abgegrenzt, wie in den Versuchen BAL1/179/1 und BAL1/179/2. Belastungsstufe 5 ist deutlich ausgeprägter als erwartet, wohingegen Belastungsstufe 8 sich auf gleichem Niveau wie Belastungsstufe 4 bewegt. Dieses Verhalten kann durch die sehr unterschiedliche Dauer der einzelnen Zyklen bedingt sein.

Die beiden zyklischen Abschnitte im Versuch BAL1/48/4 sind in Abbildung 5.13 und 5.14 dargestellt. In beiden Abbildungen ist kein deutlicher Unterschied zwischen Kompression und Extension zu erkennen. Da der Versuch BAL1/48/4 bei einer niedrigeren Temperatur durchgeführt wurde als die drei anderen Versuche, sind generell geringere Verzerrungen zu erwarten. Außerdem sind die einzelnen Zyklen mit einer Dauer von nur zwei Tagen deutlich kürzer. Da sich auch bei den anderen Versuchen die signifikanten Unterschiede zwischen Kompression und Extension erst im Laufe des gesamten Zyklus ergeben haben, lässt sich aus Versuch BAL1/48/4 schließen, dass dieses Phänomen erst bei ausreichend langer Kriechzeit deutlich wird.

## 5 Methodisches Vorgehen

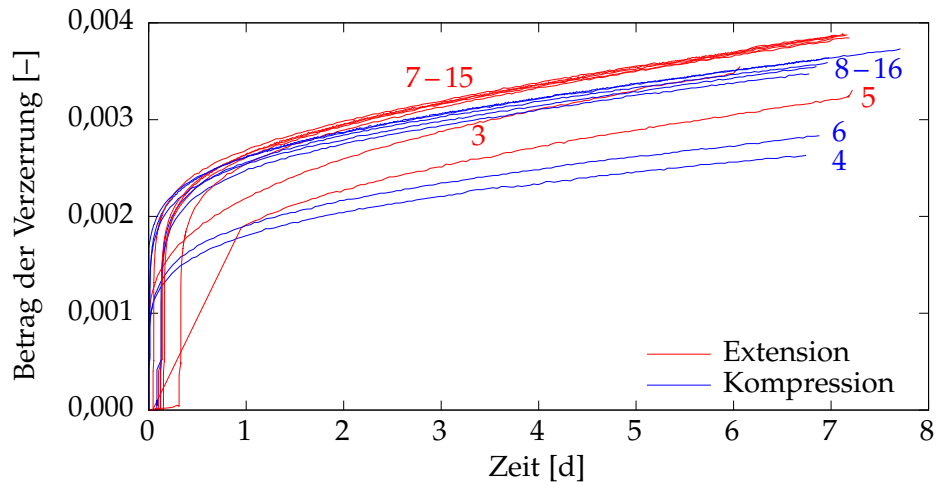


Abbildung 5.10: Betrag der Verzerrung der zykl. Laststufen im Versuch BAL1/179/1

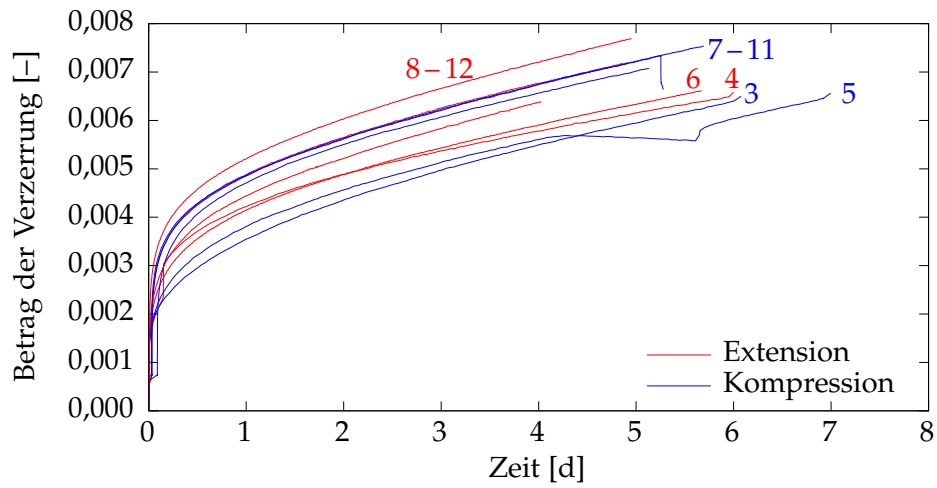


Abbildung 5.11: Betrag der Verzerrung der zykl. Laststufen im Versuch BAL1/179/2

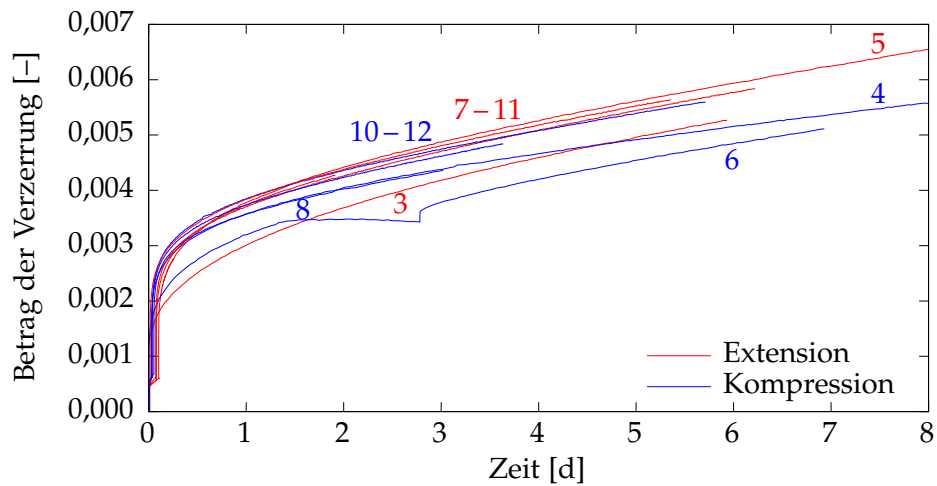


Abbildung 5.12: Betrag der Verzerrung der zykl. Laststufen im Versuch BAL1/179/4

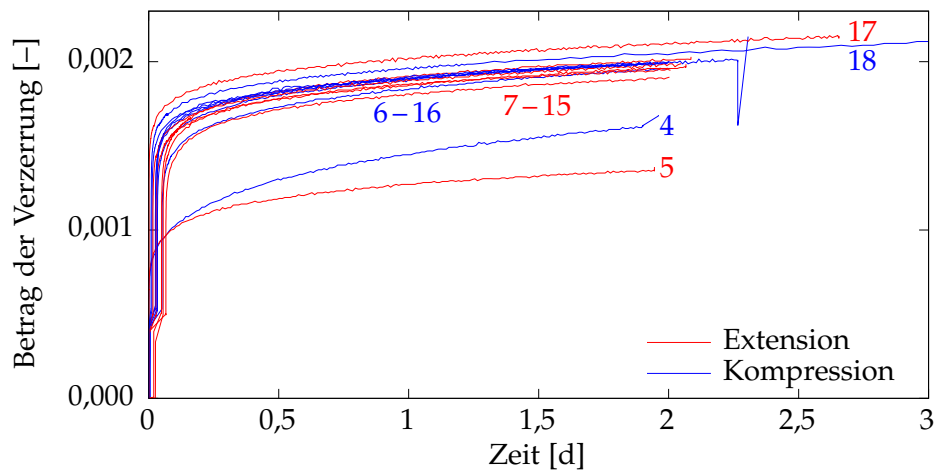


Abbildung 5.13: Betrag der Verzerrung der zykl. Laststufen im Versuch BAL1/48/4, Abschnitt 1

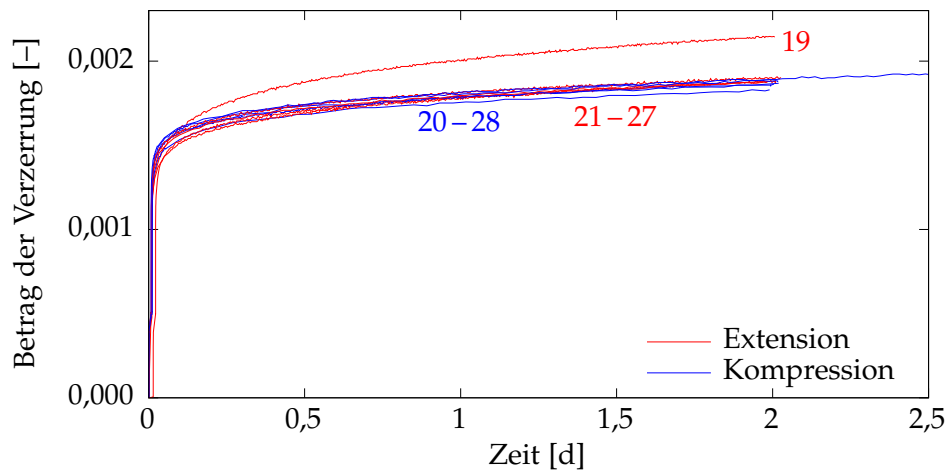


Abbildung 5.14: Betrag der Verzerrung der zykl. Laststufen im Versuch BAL1/48/4, Abschnitt 2

Versuchsnr.	Verzerrungskorrektur
BAL1/48/4	-0,001
BAL1/125/1	+0,010
BAL1/179/1	-0,002
BAL1/179/2	+0,005
BAL1/179/4	-0,005
BAL1/180/2	+0,002

Tabelle 5.3: Korrektur der Verzerrungen in den Versuchen aus (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) und (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007)

### Korrektur der ersten Laststufe

Für alle Versuche zeigt sich, dass die erste Laststufe eine deutlich größere Verformung als die folgenden Stufen hervorruft. Da dieses Phänomen sowohl bei Kompression als auch bei Extension zu Beginn des Versuchs auftritt, wird von einer nicht ausreichenden Kompaktion des Probekörpers im Vorfeld des Versuchs ausgegangen. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden daher Daten für die Verzerrung benutzt, die entsprechend den Angaben in Tabelle 5.3 einer Korrektur für die einzelnen Versuche unterzogen wurden. Die unterschiedlichen Vorzeichen der Korrektur ergeben sich durch die Tatsache, dass je nach Spannungszustand der ersten Laststufe in eine andere Richtung korrigiert werden muss.

In Abbildung 5.15 und 5.16 wird diese Korrektur exemplarisch für den Versuch BAL1/179/2 anhand der Beträge der Verzerrungen der einzelnen Laststufen bzw. der Verzerrung des gesamten Versuchs gezeigt. Die Datenreihe der ersten Laststufe bzw. des gesamten Versuchs ist doppelt dargestellt, mit originalen sowie korrigierten Werten. Die entsprechenden Diagramme aller Versuche sind in Abbildung B.1 bis B.4 (Anhang B.1, S. 100–103) zu finden.

### Festigkeitsversuche

Neben den mehrstufigen Kriechversuchen werden in (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) auch die Ergebnisse von Festigkeitsversuchen unter Kompressions- und Extensionsbelastung vorgestellt. Tabelle 5.4 zeigt eine Übersicht der Versuche. Für verschiedene Mittelspannungen  $\sigma_m$  ist die Dilatanzfestigkeit  $\sigma_D$  gegeben, welche in Abschnitt 4.1 bzw. Abbildung 4.5 erläutert wurde. Darüber hinaus ist der Spannungszustand bei Einsetzen der Dilatanz über die Invarianten  $I_1$  und  $\sqrt{J_2}$  angegeben. Abbildung 5.17 zeigt diesen Zusammenhang in Hinblick auf eine Unterscheidung zwischen den Spannungsgeometrien. Analog zum Vergleich der Bruchfestigkeiten in Abbildung 4.12 auf Seite 33 wird deutlich, dass auch die Dilatanzfestigkeit bei Extension etwa 30 % niedriger ist als bei Kompression. Da die Dilatanzgrenze üblicherweise an Festigkeitsversuchen mit Kompressionsbelastung ermittelt wird, ergibt sich hier eine Überschätzung der Festigkeit bei der Bewertung des Spannungszustands bei Extension.



## 5 Methodisches Vorgehen

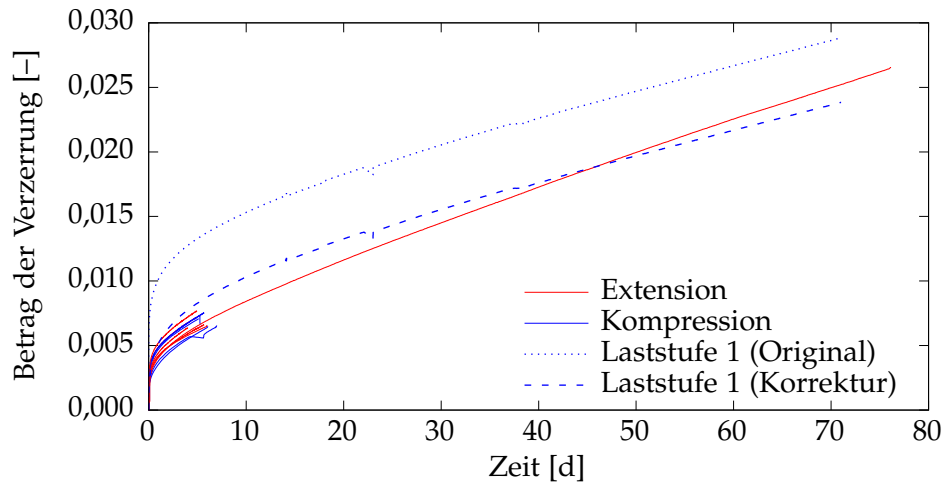


Abbildung 5.15: Betrag der Verzerrung der einzelnen Laststufen im Versuch BAL1/179/2

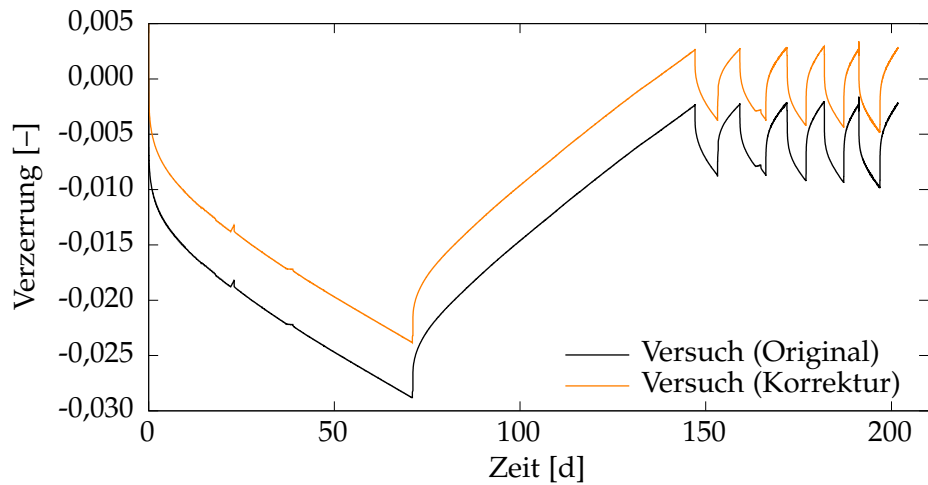


Abbildung 5.16: Verzerrung vor und nach Korrektur im Versuch BAL1/179/2

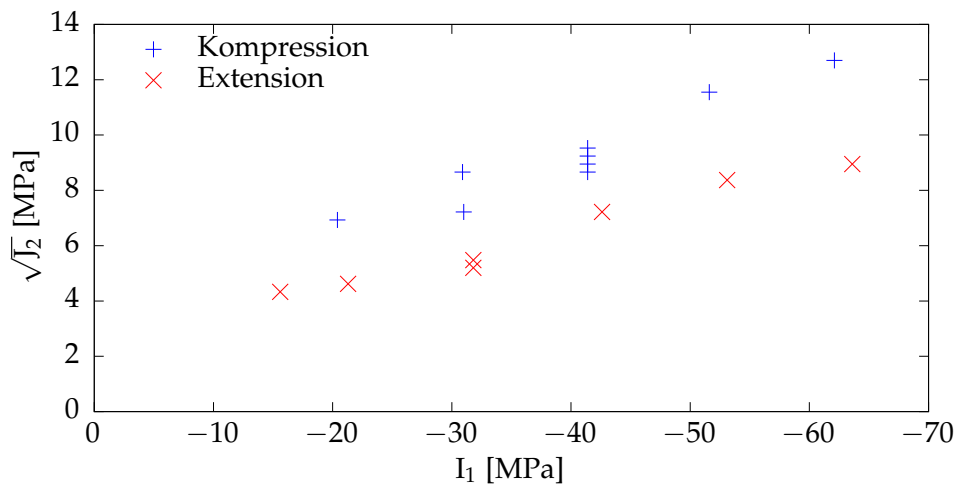


Abbildung 5.17: Vergleich der Dilatanzfestigkeit bei Kompressions- und Extensionsversuchen (nach (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005))

Versuchsnr.	$\sigma_m$ [MPa]	$\sigma_D$ [MPa]	$I_1$ [MPa]	$\sqrt{J_2}$ [MPa]	$\theta$ [°]
BAL1/151/4	-5,2	7,5	-15,6	4,33	-30
BAL1/152/5	-7,1	8,0	-21,3	4,62	-30
BAL1/124/4	-10,6	9,5	-31,8	5,48	-30
BAL1/151/1	-10,6	9,0	-31,8	5,20	-30
BAL1/152/3	-14,2	12,5	-42,6	7,22	-30
BAL1/124/1	-17,7	14,5	-53,1	8,37	-30
BAL1/152/1	-21,2	15,5	-63,6	8,95	-30
BAL1/151/5	-6,8	12,0	-20,4	6,93	+30
BAL1/124/5	-10,3	15,0	-30,9	8,66	+30
BAL1/229/3	-10,3	12,5	-31,0	7,22	+30
BAL1/152/4	-13,8	15,5	-41,4	8,95	+30
BAL1/151/2	-13,8	16,0	-41,4	9,24	+30
BAL1/125/4	-13,8	16,5	-41,4	9,53	+30
BAL1/126/3	-13,8	15,0	-41,4	8,66	+30
BAL1/124/3	-17,2	20,0	-51,6	11,55	+30
BAL1/152/2	-20,7	22,0	-62,1	12,70	+30

Tabelle 5.4: Übersicht Festigkeitsversuche (nach (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005))

## 5.3 Stoffmodell *TUBSsalt*

### 5.3.1 Allgemeines

Das Stoffmodell *TUBSsalt* wurde am Institut für Grundbau und Bodenmechanik der Technischen Universität Braunschweig entwickelt. Es kann die Kriechanteile aus primärem, sekundärem und tertiärem Kriechen darstellen, sowie Schädigung, Bruch, Verheilung und Einfluss der Temperatur. *TUBSsalt* wurde im Rahmen des Verbundprojekts „Vergleich aktueller Stoffgesetze anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“ weiterentwickelt und in (Gährken, Missal und Stahlmann, 2015) sowie (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016a) veröffentlicht. Weitere Informationen sind im Endbericht zum Teilvorhaben des Verbundprojekts (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016b) zu finden.

Abbildung 5.18 zeigt das rheologische Modell von *TUBSsalt* mit Hilfe der bereits in Abbildung 4.8 vorgestellten Anteile aus elastischer Feder, viskosen Dämpfern und plastischen Reibelementen. Ebenfalls dargestellt sind die zugehörigen Kenngrößen in Form von Steifigkeit  $E$ , Viskosität  $\eta$  oder Fließfunktion  $F$ . Hier ist bereits zu erkennen, dass *TUBSsalt* aus fünf einzelnen Anteilen besteht, die additiv verknüpft werden. Das elastische Verhalten wird lediglich über eine Feder dargestellt. Für das primäre Kriechen wird ein viskoser Dämpfer mit einem verfestigenden Reibelement parallel geschaltet. Für das sekundäre Kriechen gibt es keine Grenzspannung in Form einer Fließfunktion, es wird

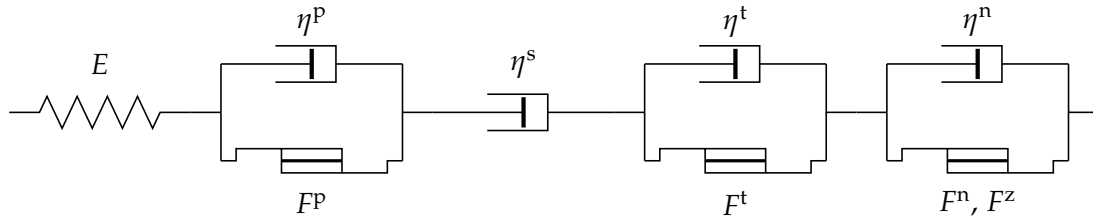


Abbildung 5.18: Rheologisches Modell von *TUBSsalt* (nach (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016a))

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Dimensionskonstante	$p_0$	1	MPa
Referenzviskosität	$\eta_0$	1	MPa · d
Referenzrate	$\dot{\epsilon}_0$	$10^{-5}$	1/s
Primäre Mindestverfestigung	$\epsilon_{eq,min}$	$10^{-4}$	–
Maximaler Dilatanzwinkel	$\psi_{max}$	60	°
Gaskonstante	$R$	8,314	J/mol·K
Referenztemperatur	$T_0$	300	K
Schmelztemperatur von Steinsalz	$T_m$	1070	K

Tabelle 5.5: Übersicht der Konstanten für *TUBSsalt* (aus (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016b))

daher nur durch einen Dämpfer berücksichtigt. Das tertiäre Kriechen wird ebenfalls durch eine Kombination aus Dämpfer und Reibelement dargestellt, im Gegensatz zum primären Kriechen stellt das Reibelement allerdings eine Entfestigung dar. Der letzte Block des rheologischen Modells steht für die verschiedenen Bruchzustände, welche ebenfalls über die gleiche Kombination modelliert werden. Die einzelnen Anteile von *TUBSsalt* werden im Folgenden näher betrachtet. Dafür wird bis auf den Zugbruch eine Formulierung über Verformungsraten  $\dot{\epsilon}$  gewählt.

Alle Variablen, die nicht in den einzelnen Abschnitten erläutert werden, müssen als Parameter für jeden Salztyp bestimmt werden. Die zur Berechnung der Versuche in Abschnitt 5.3.10 festgelegten Parameter sind in Tabelle 5.6 auf Seite 59 zu finden. Weiterhin werden in *TUBSsalt* Konstanten verwendet, die im Gegensatz zu den Parametern aus Tabelle 5.6 unabhängig vom Salztyp gültig sind. Diese Konstanten sind in Tabelle 5.5 angegeben. Für weitergehende Informationen, bspw. die Bestimmung der Parameter anhand von Laborversuchen sowie Berechnung von In-situ-Beispielen, sei auf (Gährken, Missal und Stahlmann, 2015), (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016a) und (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016b) verwiesen.

In der Formulierung von *TUBSsalt* werden die Anteile, die als nicht volumentreu angenommen werden, zur Schädigungsdehnung  $\epsilon_d$  nach Gleichung (5.1) zusammengefasst. Dies umfasst Verzerrungen aus dem tertiären Kriechen (Abschnitt 5.3.6), Kriech- und

Schubbruch (Abschnitt 5.3.7), Verheilung (Abschnitt 5.3.8) sowie Zugbruch (Abschnitt 5.3.9). Aus der Schädigungsdehnung lässt sich die Schädigungsvolumendehnung  $\epsilon_{v,d}$  als erste Invariante des Verzerrungstensors nach Gleichung (5.2) bestimmen. Der Kriech- bzw. Schubbruch tritt auf, sobald die Schädigungsvolumendehnung den Wert der Bruchvolumendehnung  $\epsilon_{v,d,b,*}$  erreicht. Dieser Parameter ist nach Gleichung (5.3) um den temperaturabhängigen Parameter  $q^n$  erweitert und abhängig vom jeweils vorliegenden Salztyp zu bestimmen. Der Einfluss der Temperatur wird in Abschnitt 5.3.2 erläutert. Im Folgenden wird das Verhältnis von Schädigungsvolumendehnung zu Bruchvolumendehnung in verschiedenen Bestandteilen von *TUBSsalt* verwendet, um den Grad der Schädigung zu beschreiben.

$$\epsilon_d = \epsilon^t + \epsilon^v + \epsilon^n + \epsilon^z \quad (5.1)$$

$$\epsilon_{v,d} = I_1(\epsilon_d) = I_1(\epsilon^t) + I_1(\epsilon^v) + I_1(\epsilon^n) + I_1(\epsilon^z) \quad (5.2)$$

$$\epsilon_{v,d,b,*} = \frac{\epsilon_{v,d,b}}{q^n} \quad (5.3)$$

### 5.3.2 Temperatur

In allen Anteilen wird der Einfluss der Temperatur  $T$  über den Parameter  $q$  berücksichtigt. Dieser nimmt nach Gleichung (5.4) bis (5.8) unterschiedliche Formen an. In den Formulierungen, die dem Stoffmodell *TUBSsalt* vorausgegangen sind, hatte die Temperatur keinen Einfluss (vgl. (Döring und Kiehl, 1996) und (Kiehl, Döring und Erichsen, 1998)). Aus diesem Ansatz ist das Prinzip entstanden, die Temperatur  $T$  auf eine Referenztemperatur  $T_0 = 300 \text{ K}$  zu normieren. Dadurch haben die Parameter  $q$  bei Raumtemperatur keinen oder nur minimalen Einfluss auf das Verformungsverhalten.

Der Ansatz für das elastische Verhalten  $q^{\text{el}}$  wurde in Anlehnung an (Frost und Ashby, 1982) formuliert. Im sekundären Kriechen wird mit  $q^s$  ein auf dem Arrhenius-Term basierender Ausdruck nach (Glabisch, 1997) verwendet. Der Einfluss auf die übrigen Anteile wurde anhand von Versuchsdaten empirisch formuliert. Als Konstanten fließen neben der Referenztemperatur  $T_0$  die Schmelztemperatur von Steinsalz  $T_m$  sowie die Gaskonstante  $R$  ein (vgl. Tabelle 5.5).

$$q^{\text{el}} = 1 + \left( \frac{T - T_0}{T_m} \cdot \frac{T_m}{G_0} \cdot \frac{\partial G}{\partial T} \right) = 1 + \left( \frac{T - T_0}{T_m} \cdot (-0,73) \right) \quad (5.4)$$

$$q^p = \left( \frac{T}{T_0} \right)^2 \quad (5.5)$$

$$q^s = \left( \frac{T}{T_0} \right) \cdot \frac{e^{-\frac{Q}{R \cdot T}}}{e^{-\frac{Q}{R \cdot T_0}}} \quad (5.6)$$

$$q_*^s = q^t = q^n = \left( \frac{T}{T_0} \right)^{\frac{3}{2}} \quad (5.7)$$

$$q^v = \left( \frac{T}{T_0} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (5.8)$$

### 5.3.3 Elastisches Verhalten

Die elastischen Verzerrungen  $\epsilon^{\text{el}}$  werden nach Gleichung (5.9) anhand der Steifigkeitsmatrix  $D$  berechnet. Die dafür benötigten Kennwerte (Kompressionsmodul  $K$  und Schubmodul  $G$ ) sind in Gleichung (5.10) und (5.11) beschrieben. Die Beziehungen zur Umrechnung anderer elastischer Parameter für eine Berücksichtigung in der Steifigkeitsmatrix  $D$  wurden bereits in Tabelle 3.1 auf Seite 15 angegeben. Die elastischen Parameter sind über den Faktor  $q^{\text{el}}$  von der Temperatur abhängig. Außerdem führt der Quotient aus Schädigungsvolumendehnung  $\epsilon_{\text{v,d}}$  und Bruchvolumendehnung  $\epsilon_{\text{v,d,b,*}}$  dazu, dass die Steifigkeit mit zunehmender Schädigung bis auf das Niveau der Reststeifigkeit  $K_r$  (Gleichung (5.12)) bzw.  $G_r$  (Gleichung (5.13)) abnimmt.

$$\dot{\epsilon}^{\text{el}} = D^{-1} \cdot \dot{\sigma} \quad (5.9)$$

$$K = q^{\text{el}} \cdot \left( \frac{K_0 - K_r}{\left( 1 + \left( \frac{\epsilon_{\text{v,d}}}{\epsilon_{\text{v,d,b,*}}} \right)^{\frac{1}{p^{\text{el}}}} \right)^{p^{\text{el}}}} + K_r \right) \quad (5.10)$$

$$G = q^{\text{el}} \cdot \left( \frac{G_0 - G_r}{\left( 1 + \left( \frac{\epsilon_{\text{v,d}}}{\epsilon_{\text{v,d,b,*}}} \right)^{\frac{1}{p^{\text{el}}}} \right)^{p^{\text{el}}}} + G_r \right) \quad (5.11)$$

$$K_r = 0,1 \cdot K_0 \quad (5.12)$$

$$G_r = 0,1 \cdot G_0 \quad (5.13)$$

### 5.3.4 Primäres Kriechen und Erholung

Wie bereits in Abschnitt 4.1 beschrieben, treten das primäre Kriechen und die Erholung (Gleichung (5.14)) nach einem Wechsel der Belastung auf. Bei einer Erhöhung des Spannungsdeviators ist zunächst mit einer hohen primären Kriechrate zu rechnen, bis dieser Anteil schließlich vollständig abklingt und keine weiteren Verformungen hervorruft. Dieses Phänomen wird in *TUBSsalt* durch die primäre Fließfunktion  $F^{\text{p}}$  umgesetzt (Gleichung (5.15)). Diese ist abhängig von der Differenz zwischen der maximalen primären Verzerrung  $\epsilon_{\text{eq,max}}^{\text{p}}$  (Gleichung (5.16)) sowie der aktuellen primären Verzerrung  $\epsilon_{\text{eq}}^{\text{p}}$  (Gleichung (5.17)). Die maximale primäre Verzerrung ist abhängig vom aktuellen Spannungszustand sowie der Temperatur. Die Verfestigung wird somit nicht in Abhängigkeit der Zeit, sondern in Abhängigkeit der Dehnung berücksichtigt.

Die primäre Kriechrate wird außerdem von der Viskosität  $\eta_*^{\text{p}}$  (Gleichung (5.18)) beeinflusst, die das Verhältnis von maximaler und aktueller primärer Verzerrung sowie über einen Parameter  $k$  (Gleichung (5.19)) den Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit berücksichtigt. Der Exponent  $n^{\text{p}}$  (Gleichung (5.20)) ist spannungsabhängig und nimmt Werte im Bereich  $1 \leq n^{\text{p}} \leq 5$  an. Die Richtung der Verformung wird über die Ableitungen des

Spannungstensors  $\frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \sigma}$  (Gleichung (5.21)) bestimmt.

$$F^P > 0 : \dot{\epsilon}^P = \frac{F^P}{\eta_*^P} \cdot \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \sigma} \quad (5.14)$$

$$F^P = p_0 \cdot \left( \frac{\sigma_{eq}}{p_0} \cdot q^P \right)^{n^P} \cdot (\epsilon_{eq,max}^P - \epsilon_{eq}^P) \quad (5.15)$$

$$\epsilon_{eq,max}^P = \left( \frac{\sigma_{eq}}{E^P} \cdot q^P \right)^{n^P} + \epsilon_{eq,min} \cdot q^P \quad (5.16)$$

$$\epsilon_{eq}^P = \frac{2}{3} \cdot \sqrt{J_2(\epsilon^P)} \quad (5.17)$$

$$\eta_*^P = \eta_0 + (\eta^P - \eta_0) \cdot \left( \frac{\epsilon_{eq}^P}{\epsilon_{eq,max}^P} \right)^{\left( \frac{1000 \cdot k}{n^P} \right)^{0,125}} \quad (5.18)$$

$$k = \frac{\sqrt{\frac{4}{3} \cdot J_2(\dot{\epsilon})}}{\dot{\epsilon}_0} \quad (5.19)$$

$$n^P = 1 + \frac{4}{1 + \left( \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{eq,0}^P} \right)^{p^P}} \quad (5.20)$$

$$\frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \sigma} = \begin{pmatrix} \frac{2 \cdot \sigma_x - \sigma_y - \sigma_z}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{2 \cdot \sigma_y - \sigma_z - \sigma_x}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{2 \cdot \sigma_z - \sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{xy}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{yz}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{zx}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \end{pmatrix} \quad (5.21)$$

Durch die Abhängigkeit der maximalen primären Verzerrung  $\epsilon_{eq,max}$  von der Vergleichsspannung  $\sigma_{eq}$  kann  $\epsilon_{eq,max}$  bei einer entsprechenden Veränderung des Spannungszustands einen niedrigeren Wert annehmen, als es beim vorherigen Spannungszustand der Fall war. Dadurch kann die primäre Verzerrung  $\epsilon_{eq}$  aus dem vorherigen Spannungszustand höher sein, als die maximale primäre Verzerrung  $\epsilon_{eq,max}$  des aktuellen Zustands. In diesem Fall tritt das Erholungskriechen auf, welches die überschüssige primäre Verfestigung abbaut. Dazu wird die Viskosität des primären Kriechens  $\eta_*^P$  durch die Viskosität der Erholung  $\eta_{rec}^P$  (Gleichung (5.22)) ersetzt. Dies führt dazu, dass das primäre Kriechen dem sekundären Kriechen entgegenwirkt und die Verzerrungsrate direkt nach dem Lastwechsel gegen Null geht.

$$\eta_{rec}^P = - \frac{F^P \cdot \eta^S}{F^S \cdot q^S} \quad (5.22)$$

Die Erholung wird mit Abbau der überschüssigen primären Verzerrung betragsmäßig kleiner, bis sie schließlich bei Erreichen der maximalen primären Verzerrung nicht mehr auftritt und sich die zugehörige stationäre Kriechrate einstellt.

### 5.3.5 Sekundäres Kriechen

Für das sekundäre Kriechen (Gleichung (5.23)) gibt es keine Einschränkung über eine Fließfunktion, auch wenn die historisch begründete Bezeichnung  $F^s$  (Gleichung (5.24)) dies vermuten lässt. Es ist daher immer aktiv, sobald ein Spannungsdeviator vorhanden ist. Die Größe der sekundären Verzerrungen ist lediglich von der Vergleichsspannung abhängig, wobei analog zum primären Kriechen ein spannungsabhängiger Exponent  $n^s$  (Gleichung (5.25)) verwendet wird. Dieser bewegt sich im Bereich  $1 \leq n^s \leq 5$ .

$$\dot{\epsilon}^s = \frac{F^s}{\eta^s} \cdot \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \sigma} \cdot q^s \quad (5.23)$$

$$F^s = p_0 \cdot \left( \frac{\sigma_{eq}}{p_0} \right)^{(n^s \cdot q_*^s)} \quad (5.24)$$

$$n^s = 5 - \frac{4}{1 + \left( \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{eq,0}^s} \right)^{p^s}} \quad (5.25)$$

### 5.3.6 Tertiäres Kriechen

Das tertiäre Kriechen (Gleichung (5.26)) tritt auf, sobald die Fließfunktion  $F^t$  einen positiven Wert annimmt. Aufgrund der historischen Entwicklung des Stoffmodells ist  $F^t$  (Gleichung (5.27)) in Abhängigkeit der Oktaedernormalspannung und der Oktaederschubspannung formuliert (Gleichung (3.26) und (3.27)). Beim tertiären Kriechen wird davon ausgegangen, dass es nicht volumentreu ist. In den Richtungsableitungen des Spannungstensors  $\frac{\partial Q}{\partial \sigma}$  (Gleichung (5.31)) wird daher der Term  $\psi_*^t$  (Gleichung (5.28)) in Abhängigkeit des Dilatanzwinkels  $\psi$  berücksichtigt. Daher wird die Summe der tertiären Verzerrungen in der Schädigungsvolumendehnung  $\epsilon_{v,d}$  berücksichtigt (Gleichung (5.2)).

Da das tertiäre Kriechen eine entfestigende Charakteristik hat, wird die tertiäre Viskosität  $\eta_*^t$  (Gleichung (5.29)) durch die Schädigung bis auf eine minimale Viskosität  $\eta_0$  verringert. Der Parameter  $\Theta$  (Gleichung (5.30)) beschreibt den Spannungszustand<sup>(3)</sup>. So kann zwischen einaxialen ( $\Theta = 0$ ) und isotropen ( $\Theta = 1$ ) Belastungszuständen unterschieden werden.

$$F^t > 0 : \dot{\epsilon}^t = \frac{F^t \cdot k}{\eta_*^t \cdot q^t} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \quad (5.26)$$

$$F^t = \Theta^{0,125} \cdot \left( \frac{\sigma_o}{\frac{1}{\tan(t_0)} + \frac{1}{t_1} \cdot |\sigma_o|} - \sigma^z \right) + \tau_o \quad (5.27)$$

$$\psi_*^t = \psi + \left( \frac{\psi_{\max}}{q^t} - \psi \right) \cdot \tanh \left( \frac{m^t}{q^t} \cdot e^{\frac{\sqrt{3} \cdot \sigma_o + \sqrt{2} \cdot \tau_o}{2 \cdot p_0}} \cdot \frac{\epsilon_{v,d}}{\epsilon_{v,d,b,*}} \right) \quad (5.28)$$

$$\eta_*^t = \eta^t + (\eta_0 - \eta^t) \cdot \tanh \left( \frac{m^t}{q^t} \cdot e^{\frac{\sqrt{3} \cdot \sigma_o + \sqrt{2} \cdot \tau_o}{2 \cdot p_0}} \cdot \frac{\epsilon_{v,d}}{\epsilon_{v,d,b,*}} \right) \quad (5.29)$$

<sup>(3)</sup>In (Gährken, Missal und Stahlmann, 2015) und (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016b) wird der Parameter  $\Theta$  mit  $\theta$  bezeichnet, da er in Anlehnung an den Lode-Winkel formuliert wurde. Da der Lode-Winkel in dieser Arbeit ebenfalls zur Anwendung kommt, wird hier eine andere Bezeichnung gewählt.

$$\Theta = \left| \frac{-3 \cdot \sqrt{3} \cdot I_3(\sigma)}{\left( \sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 + 2 \cdot (\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2) \right)^{\frac{3}{2}}} \right| \quad (5.30)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma} = \begin{pmatrix} \frac{2 \cdot \sigma_x - \sigma_y - \sigma_z}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin \psi_*^t}{3} \\ \frac{2 \cdot \sigma_y - \sigma_z - \sigma_x}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin \psi_*^t}{3} \\ \frac{2 \cdot \sigma_z - \sigma_x - \sigma_y}{3 \cdot \sigma_{eq}} + \frac{\sin \psi_*^t}{3} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{xy}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{yz}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{zx}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \end{pmatrix} \quad (5.31)$$

### 5.3.7 Kriech- und Schubbruch

Das Verhalten bei Kriech- und Schubbruch (Gleichung (5.32)) ist in *TUBSsalt* abhängig von der Schädigung, die bereits in Abschnitt 5.3.1 erläutert wurde. Sobald die Schädigungsvolumendehnung die Bruchvolumendehnung überschreitet, treten neben den Verformungen aus den Kriechanteilen auch zeitabhängige Bruchverformungen auf. Die Formulierung weist Ähnlichkeiten zum tertiären Kriechen auf, allerdings ist zu beachten, dass die Fließfunktion  $F^n$  (Gleichung (5.33)) nicht von der Zugfestigkeit  $\sigma^z$  abhängt. In die Entfestigung, welche über die Nachbruchviskosität  $\eta_*$  (Gleichung (5.34)) gesteuert wird, fließt außerdem nur die zusätzliche Schädigungsvolumendehnung nach Eintritt des Bruchs ein.

$$\epsilon_{v,d} \geq \epsilon_{v,d,b,*} : \quad \dot{\epsilon}^n = \frac{F^n \cdot k}{\eta_*^n \cdot q^n} \cdot \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \sigma} \quad (5.32)$$

$$F^n = \Theta^{0,125} \cdot \left( \frac{\sigma_o}{\frac{1}{\tan(n_0)} + \frac{1}{n_1} \cdot |\sigma_o|} \right) + \tau_o \quad (5.33)$$

$$\eta_*^n = \eta^n + (\eta_0 - \eta^n) \cdot \tanh \left( \frac{m^n}{q^n} \cdot \frac{\epsilon_{v,d} - \epsilon_{v,d,b,*}}{\epsilon_{v,d,b,*}} \right) \quad (5.34)$$

### 5.3.8 Verheilung

Die Verheilung (Gleichung (5.35)) ersetzt in der Formulierung von *TUBSsalt* den Anteil des tertiären Kriechens, sobald ein Spannungszustand unterhalb der Dilatanzgrenze vorliegt und im Verlauf der Berechnung bereits Schädigung ermittelt wurde. Durch einen negativen Wert der tertiären Fließfunktion  $F^t$  kommt es so zu einem Rückgang der Verzerrungen und der Schädigungsvolumendehnung. Die Größenordnung der Verheilung ist analog zur Formulierung des tertiären Kriechens über Viskosität (Gleichung (5.36)) und Dilatanzwinkel (Gleichung (5.37)) abhängig von der Schädigung.

$$F^t < -\sigma^z : \dot{\epsilon}^t = \frac{F^t \cdot q^v}{\eta_*^v} \cdot \frac{\partial Q^v}{\partial \sigma} \quad (5.35)$$



$$\eta_*^v = \eta^v + (\eta_0 - \eta^v) \cdot \tanh \left( m^v \cdot q^v \cdot \frac{\epsilon_{v,d}}{\epsilon_{v,d,b,*}} \right) \quad (5.36)$$

$$\psi_*^v = \psi + \left( \frac{\psi_{\max}}{q^t} - \psi \right) \cdot \tanh \left( m^v \cdot q^v \cdot \frac{\epsilon_{v,d}}{\epsilon_{v,d,b,*}} \right) \quad (5.37)$$

Über die Berücksichtigung der einzelnen Komponenten in der Richtungsableitung  $\frac{\partial Q^v}{\partial \sigma}$  (Gleichung (5.38)) wird sichergestellt, dass auch nur in den Richtungen Verheilung auftritt, in denen vorher eine Schädigung berechnet wurde.

$$\frac{\partial Q^v}{\partial \sigma} = \begin{pmatrix} \frac{2 \cdot \left\langle \frac{\epsilon_{d,1}}{\epsilon_{d,*}} \right\rangle \cdot \sigma_1 - \left\langle -\frac{\epsilon_{d,2}}{\epsilon_{d,*}} \right\rangle \cdot \sigma_2 - \left\langle -\frac{\epsilon_{d,3}}{\epsilon_{d,*}} \right\rangle \cdot \sigma_3}{3 \cdot \sigma_0} + \frac{\sin\left(\frac{\psi_*^v}{3}\right)}{3} \\ \frac{2 \cdot \left\langle \frac{\epsilon_{d,2}}{\epsilon_{d,*}} \right\rangle \cdot \sigma_2 - \left\langle -\frac{\epsilon_{d,3}}{\epsilon_{d,*}} \right\rangle \cdot \sigma_3 - \left\langle -\frac{\epsilon_{d,1}}{\epsilon_{d,*}} \right\rangle \cdot \sigma_1}{3 \cdot \sigma_0} + \frac{\sin\left(\frac{\psi_*^v}{3}\right)}{3} \\ \frac{2 \cdot \left\langle \frac{\epsilon_{d,3}}{\epsilon_{d,*}} \right\rangle \cdot \sigma_3 - \left\langle -\frac{\epsilon_{d,1}}{\epsilon_{d,*}} \right\rangle \cdot \sigma_1 - \left\langle -\frac{\epsilon_{d,2}}{\epsilon_{d,*}} \right\rangle \cdot \sigma_2}{3 \cdot \sigma_0} + \frac{\sin\left(\frac{\psi_*^v}{3}\right)}{3} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (5.38)$$

$$\text{mit: } \epsilon_{d,*} = \sqrt{(\epsilon_{d,1})^2 + (\epsilon_{d,2})^2 + (\epsilon_{d,3})^2}$$

### 5.3.9 Zugbruch

Zugbruch tritt in *TUBSsalt* auf, falls die größte Hauptspannung  $\sigma_1$  die Zugfestigkeit  $\sigma^z$  überschreitet (Gleichung (5.40)). In diesem Fall wird lediglich die plastische Verzerrung  $\epsilon^z$  (Gleichung (5.39)) bestimmt, welche in Richtung der größten Hauptspannung auftritt. Andere Richtungen und die übrigen Kriechanteile werden nicht berechnet. Auch die Zugfestigkeit  $\sigma^z$  (Gleichung (5.41)) ist von der bisher aufgetretenen Schädigung abhängig. Dadurch hat die Schädigung auch Einfluss auf die Größe der Zugverformungen.

$$F^z > 0 : \quad \epsilon^z = \frac{F^z}{K + \frac{4}{3} \cdot G} \cdot \frac{\partial Z}{\partial \sigma} \quad (5.39)$$

$$F^z = \sigma_1 - \sigma^z \quad (5.40)$$

$$\sigma^z = \frac{\sigma_0^z}{\left( 1 + \left( \frac{\epsilon_{v,d}}{\epsilon_{v,d,b,*}} \right)^{\frac{1}{p^{\text{el}}}} \right)^{p^{\text{el}}}} \quad (5.41)$$

$$\text{mit: } \frac{\partial Z}{\partial \sigma_1} = 1 \\ \frac{\partial Z}{\partial \sigma_2} = \frac{\partial Z}{\partial \sigma_3} = 0$$

### 5.3.10 Darstellung der Ausgangsversion

Um den in diesem Kapitel beschriebenen Stand des Stoffmodells von *TUBSsalt* aufzuzeigen, wurden die in Abschnitt 5.2.2 vorgestellten Versuche mit dem Programmsystem

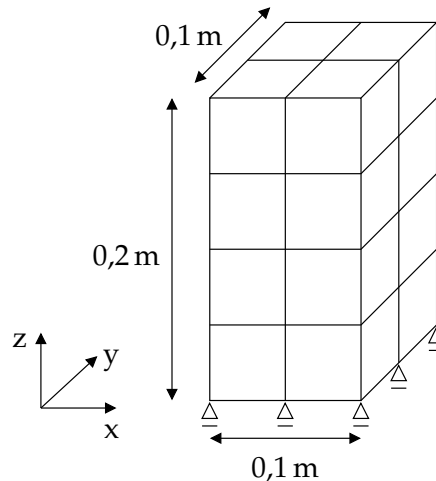


Abbildung 5.19: Numerisches Modell zur Berechnung der Laborversuche

*FLAC3D* berechnet. Abbildung 5.19 zeigt das verwendete geometrische Modell. Dieses besteht aus 16 *Brick*-Elementen, die am unteren Rand in vertikaler Richtung festgehalten sind. Vergleichsberechnungen an einem zylindrischen Modell führten zu gleichen Ergebnissen, weshalb die Verwendung des geometrisch vereinfachten Modells zulässig ist. Zur Berechnung der Laborversuche wird die axiale Spannung in *z*-Richtung aufgebracht, der Manteldruck in *x*- und *y*-Richtung. Die Ergebnisse der numerischen Berechnung sowie die zugehörigen Versuchsergebnisse sind als Verzerrung über die Zeit in Abbildung 5.21 bis 5.26 dargestellt. Die Bezeichnung 2015 kennzeichnet als Jahr der ersten Veröffentlichung die Ausgangsversion von *TUBSsalt*.

Die Ermittlung der Parameter erfolgte anhand der weiterentwickelten Version des Stoffmodells, welche in Kapitel 6 vorgestellt wird. Zur Berechnung vergleichbarer Ergebnisse wurden diese Parameter auch für die Ausgangsversion von *TUBSsalt* in diesem Kapitel verwendet.

Für jeden einzelnen Versuch wurde ein Parametersatz mit möglichst guter Übereinstimmung zwischen Versuchsdaten und Berechnungsergebnissen bestimmt. Dieses Vorgehen entspricht nicht dem in (Hampel, 2016) vorgestellten Ansatz eines einheitlichen Parametersatzes für eine gesamte Versuchsreihe, da der Fokus in dieser Arbeit nicht auf der Parameterkalibrierung anhand der Laborversuche für eine Prognose liegt, sondern auf der Visualisierung der diskutierten Phänomene. Die Streubreiten der verwendeten Parameter der Versuche sind in Form von minimalem und maximalem Wert in Tabelle 5.6 aufgeführt. Die Bezeichnungen der Parameter sind (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016b) entnommen. Da in den vorliegenden Versuchen keine Effekte aus tertiärem Kriechen, Verheilung, Nach- und Zugbruch auftreten, wurden die Parameter dieser Anteile ebenfalls aus (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016b) übernommen. Eine Extrapolation der Ergebnisse ist nicht ohne die Absicherung durch weitere Versuche möglich. Auf eine Diskussion der einzelnen Berechnungen und jeweiligen Versuchsergebnisse wird verzichtet, da der Fokus hier auf den bereits vorgestellten Phänomenen liegt.

Bezeichnung	Symbol	Hunsche	Mellegard		Einheit
			Minimum	Maximum	
Kompressionsmodul	$K_0$		23500		MPa
Schubmodul	$G_0$		13600		MPa
Schädigungsexponent	$p^{el}$		2,4		–
Viskosität des prim. Kriechens	$\eta^P$		420000		MPa · d
Verfestigungsmodul	$E^P$	85	83	130	MPa
Steigungsparameter	$\sigma_{eq,0}^P$		30		MPa
Krümmungsparameter	$p^P$		0,8		–
Viskosität des sek. Kriechens	$\eta^s$	$2,8 \cdot 10^7$	$7,0 \cdot 10^6$	$5,3 \cdot 10^8$	MPa · d
Steigungsparameter	$\sigma_{eq,0}^s$		54		MPa
Krümmungsparameter	$p^s$		0,8		–
Viskosität des tert. Kriechens	$\eta^t$		35		MPa · d
Anfangssteigung	$t_0$		40		°
Maximale Fließspannung	$t_1$		20		MPa
Schädigungsbeiwert	$m^t$		0,4		–
Dilatanzwinkel	$\psi$		17,5		°
Bruchvolumendehnung	$\epsilon_{v,d,b}$		0,022		–
Viskosität der Verheilung	$\eta^v$		$5,0 \cdot 10^6$		MPa · d
Verheilungsbeiwert	$m^v$		10		–
Viskosität im Nachbruch	$\eta^n$		2000		MPa · d
Anfangssteigung	$n_0$		60		°
Nachbruchfestigkeit	$n_1$		35		MPa
Nachbruchbeiwert	$m^n$		2		–
Zugfestigkeit	$\sigma_0^z$		1		MPa
Aktivierungsenergie	$Q$		28000		J/mol
Dichte	$\rho$		$2,17 \cdot 10^{-3}$		Gg/m <sup>3</sup>

Tabelle 5.6: Übersicht der Parameter für *TUBSsalt* zur Berechnung der Versuche nach (Hunsche und Schulze, 1994), (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) und (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007))

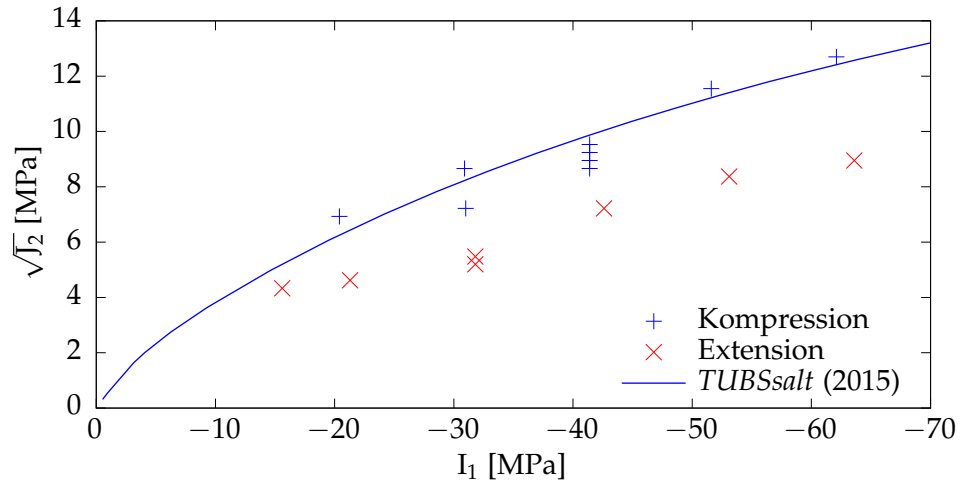


Abbildung 5.20: Dilatanzgrenze in *TUBSsalt* nach Anpassung anhand Versuchsdaten aus (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) bzw. Tabelle 5.4

In Abbildung 5.21 bis 5.26 sind die Versuchsdaten sowie die Berechnungsergebnisse dargestellt. Hier ist die Problematik des in *TUBSsalt* nicht vorhandenen primären Kriechens nach Wechsel der Belastungsgeometrie zu erkennen. In Abbildung 5.23 bis 5.25 zeigt sich außerdem, dass bisher keine unterschiedliche Größenordnung für die Verformungen aus Extension und Kompression berücksichtigt wird.

Anhand der in (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) ermittelten Versuchsdaten zur Dilatanzfestigkeit in Kompressionsversuchen aus Tabelle 5.4 auf Seite 50 wurden zusätzlich die Parameter des tertiären Kriechens angepasst, die einen Einfluss auf die Formulierung der Dilatanzgrenze in *TUBSsalt* haben. Abbildung 5.20 zeigt den Verlauf der Dilatanzgrenze für Kompression von *TUBSsalt* nach der Optimierung. Eine gesonderte Dilatanzgrenze für Extension ist auf diesem Stand nicht vorgesehen.

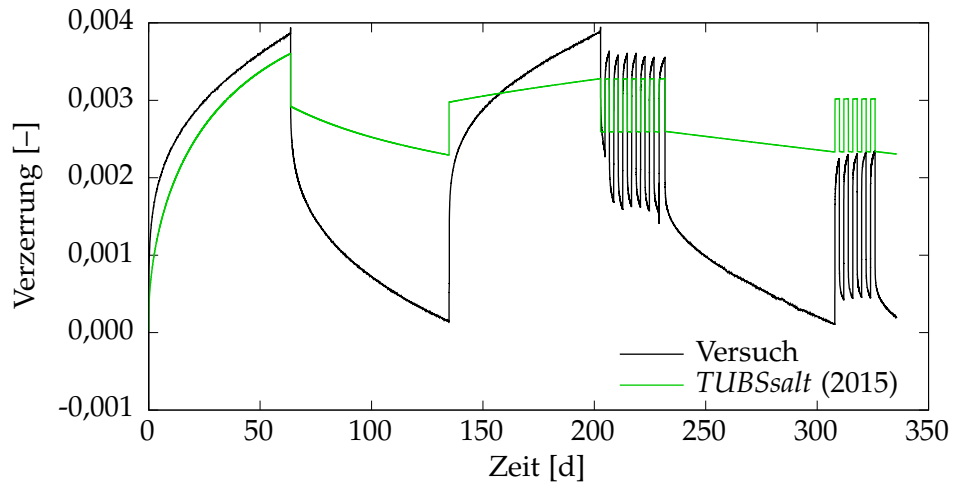


Abbildung 5.21: Versuchsdaten und Berechnung des Versuchs BAL1/48/4

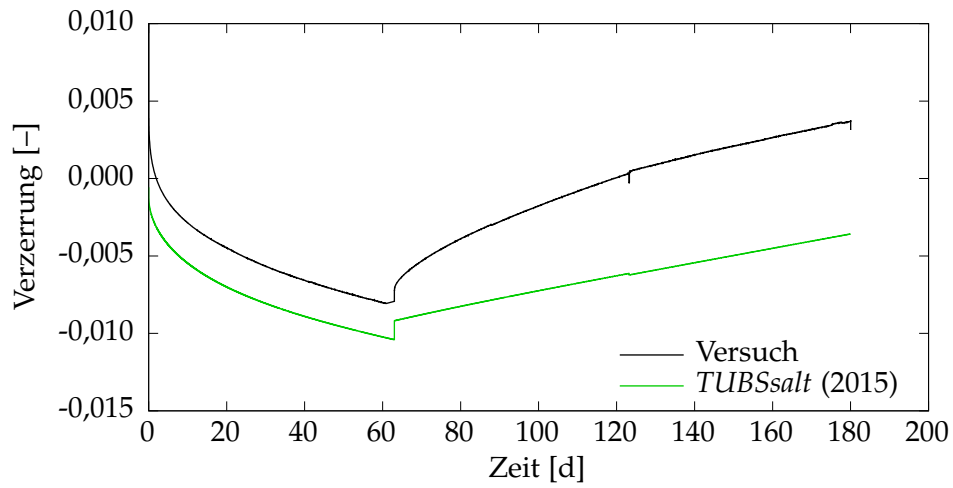


Abbildung 5.22: Versuchsdaten und Berechnung des Versuchs BAL1/125/1

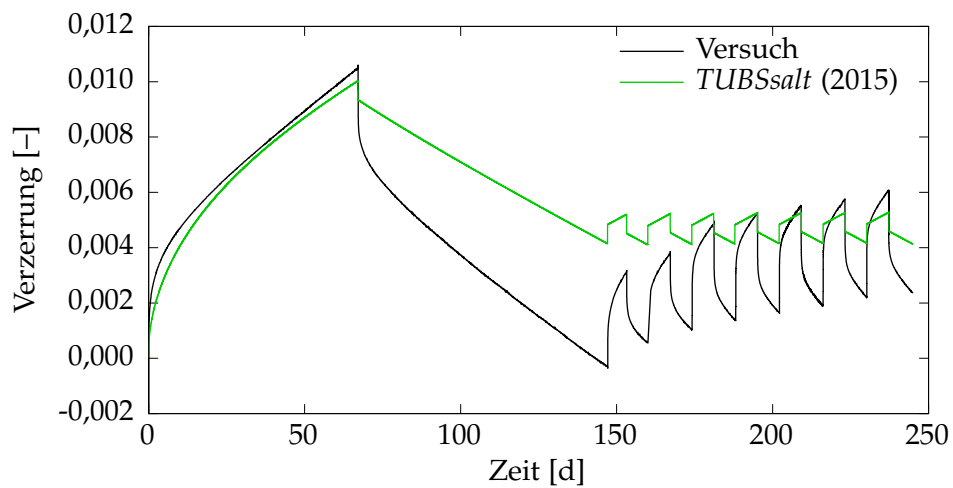


Abbildung 5.23: Versuchsdaten und Berechnung des Versuchs BAL1/179/1

## 5 Methodisches Vorgehen

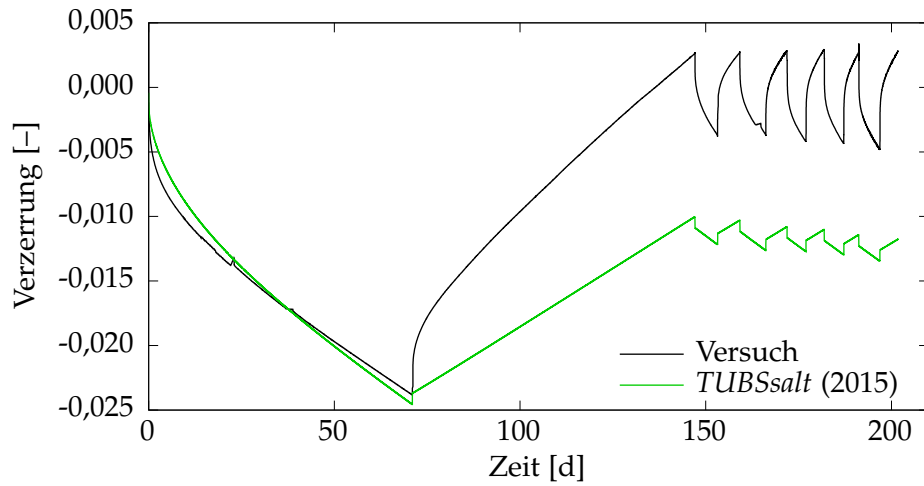


Abbildung 5.24: Versuchsdaten und Berechnung des Versuchs BAL1/179/2

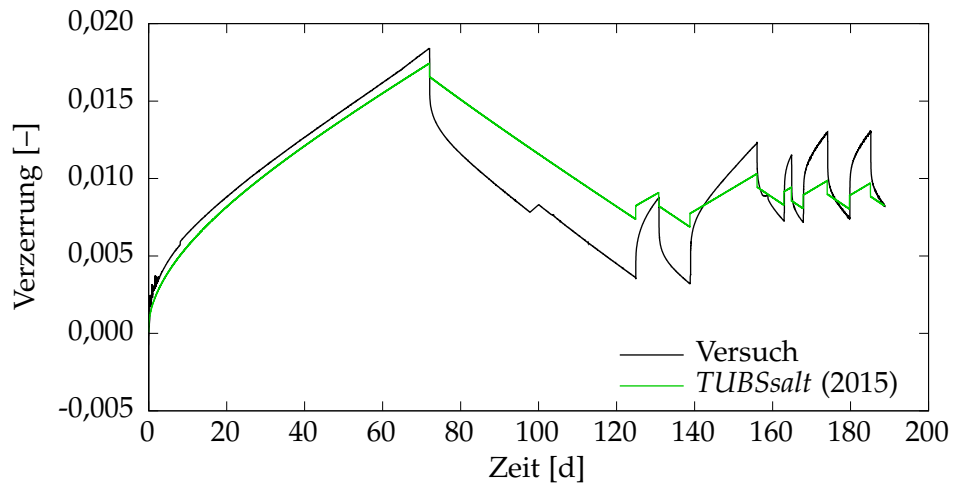


Abbildung 5.25: Versuchsdaten und Berechnung des Versuchs BAL1/179/4

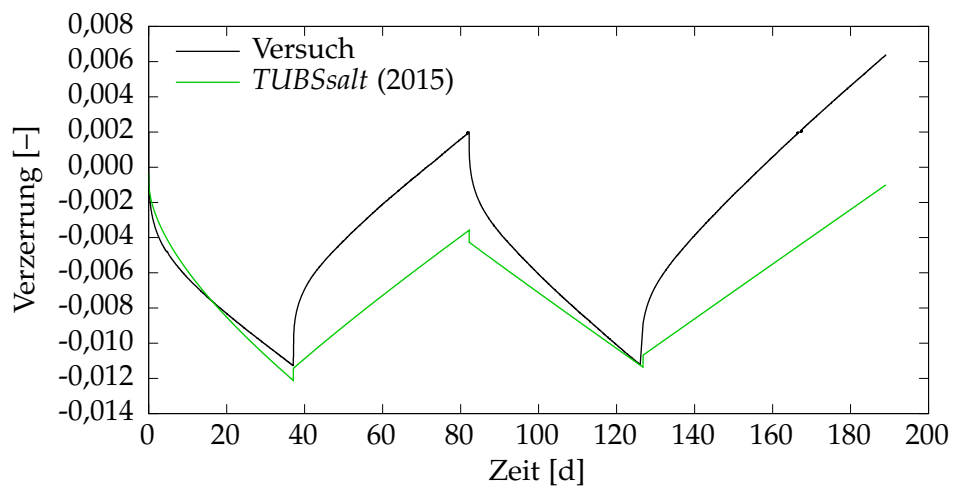


Abbildung 5.26: Versuchsdaten und Berechnung des Versuchs BAL1/180/2

## 6 Ansatz zur Berücksichtigung des Lode-Winkels

### 6.1 Einleitung

Wie bereits in Abschnitt 5.3.4 vorgestellt, wird die Verfestigung des transienten Kriechanteils in der Ausgangsversion von *TUBSsalt* durch die Differenz zwischen der maximalen primären Verzerrung  $\epsilon_{eq,max}^p$  sowie der aktuellen primären Verzerrung  $\epsilon_{eq}^p$  beschrieben. Die Rate der primären Verzerrung wird nach Gleichung (6.1) anhand der zweiten Invariante des Verzerrungsdeviators  $J_2(\dot{\epsilon}^p)$  berechnet.

$$\dot{\epsilon}_{eq}^p = \frac{2}{3} \cdot \sqrt{J_2(\dot{\epsilon}^p)} = \frac{2}{3} \cdot \sqrt{J_2 \left( \frac{F^p}{\eta_*^p} \cdot \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \sigma} \right)} \quad (6.1)$$

Die Ermittlung der Rate des primären Dehnungstensors  $\dot{\epsilon}^p$  erfolgt nach Gleichung (5.14) auf Seite 54 anhand zweier Anteile: der skalare Quotient  $F^p/\eta_*^p$  ist verantwortlich für die Größe der Dehnungen, die Ableitung des Spannungstensors  $\partial \sigma_{eq}/\partial \sigma$  für die Richtung.

In der Ausgangsversion des Stoffmodells wird der Einfluss des Spannungszustands auf  $F^p/\eta_*^p$  lediglich durch die von-Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{eq}$  berücksichtigt (vgl. Gleichung (5.15)). Unter den Bedingungen der vorliegenden Versuche (vgl. Tabelle 5.2), also Wechsel zwischen Kompression und Extension unter Beibehalten der übrigen Invarianten des Spannungstensors, nimmt  $\sigma_{eq}$  aufgrund der direkten Abhängigkeit von der konstant gehaltenen Invariante  $J_2(\sigma)$  in allen Laststufen den gleichen Wert an. Der Einfluss des Lode-Winkels ist demnach hier nicht gegeben.

Durch die Ableitung des Spannungstensors  $\partial \sigma_{eq}/\partial \sigma$  wird in der Berechnung der Laborversuche die Umkehr der Verformungsrichtung Dehnung bzw. Stauchung korrekt ermittelt. Aufgrund der Definition der Ableitung ist allerdings kein Einfluss auf den Betrag der Verformung und damit keine unterschiedliche Gewichtung von Kompression und Extension möglich. In Gleichung (C.4) in Anhang C.2 auf Seite 109 wird zusätzlich gezeigt, dass die zweite deviatorische Invariante der Spannungsableitung  $J_2 \left( \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \sigma} \right)$  eine vom Spannungszustand unabhängige Konstante ist.

Die primäre Verfestigung wird somit über zwei Faktoren bestimmt, die den Einfluss des Lode-Winkels nicht erfassen. Daher muss dieser Einfluss über zusätzliche Abhängigkeiten berücksichtigt werden, die im Folgenden in zwei Schritten erläutert werden. In den vergleichenden Abbildungen werden die unterschiedlichen Ansätze anhand der Jahreszahlen der Entwicklung gekennzeichnet: ursprüngliche Formulierung (2015) nach (Gährken, Missal und Stahlmann, 2015) und (Missal, Gährken und Stahlmann, 2016a), Zwischenstand (2016) sowie endgültige Formulierung (2017).

## 6.2 Erneutes Einsetzen des primären Kriechens

Als erster Ansatz werden in einem Zwischenstand aus dem Jahr 2016 eine primäre Kompressionsverfestigung  $\epsilon_{eq,tc}^p$  und eine primäre Extensionsverfestigung  $\epsilon_{eq,te}^p$  eingeführt. Diese werden nach Gleichung (6.2) und (6.3) anhand der primären Verfestigung berechnet und können nicht kleiner als 0 werden. Die Abhängigkeit vom Lode-Winkel  $-30^\circ < \theta < +30^\circ$  wird über einen Vorfaktor  $A$  nach Gleichung (6.4) und (6.5) berücksichtigt.

$$\epsilon_{eq,tc}^p = A_{tc} \cdot \epsilon_{eq}^p \quad (6.2)$$

$$\epsilon_{eq,te}^p = A_{te} \cdot \epsilon_{eq}^p \quad (6.3)$$

$$A_{tc} = \left( -0,5 \cdot \left( \frac{\theta}{30^\circ} \right)^2 + 1,5 \cdot \left( \frac{\theta}{30^\circ} \right) \right) \quad (6.4)$$

$$A_{te} = \left( -0,5 \cdot \left( \frac{\theta}{30^\circ} \right)^2 - 1,5 \cdot \left( \frac{\theta}{30^\circ} \right) \right) \quad (6.5)$$

Über die Vorfaktoren werden die Verfestigungen so gesteuert, dass  $\epsilon_{eq,tc}^p$  bei Kompression ( $0^\circ \leq \theta \leq +30^\circ$ ) größer und bei Extension ( $-30^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ ) kleiner wird. Für  $\epsilon_{eq,te}^p$  ist dies entsprechend umgekehrt der Fall.

Zusätzlich wird die Schubverfestigung  $\epsilon_{eq,t0}^p$  (Gleichung (6.6)) mit dem Vorfaktor  $A_{t0}$  (Gleichung (6.7)) für den Übergang zwischen Kompressions- und Extensionszuständen eingeführt.

$$\epsilon_{eq,t0}^p = A_{t0} \cdot \epsilon_{eq}^p \quad (6.6)$$

$$A_{t0} = \left( - \left( \frac{\theta}{30^\circ} \right)^2 + 1 \right) \quad (6.7)$$

Abbildung 6.1 zeigt den Verlauf der Vorfaktoren in Abhängigkeit vom Lode-Winkel. Ein positiver Vorfaktor bewirkt eine Zunahme der Verfestigung, ein negativer Vorfaktor eine Abnahme. Dabei ist zu beachten, dass die Vorfaktoren für Kompression und Extension betragsmäßig größere Werte annehmen, wenn die entsprechende Verfestigung zurückgebildet wird. So nimmt der Vorfaktor für Kompression  $A_{tc}$  den Wert 1 bei einem Kompressionszustand, dagegen -2 bei einem Extensionszustand an. Diese Modellvorstellung wird gestützt durch die Auswertung der in Abschnitt 5.2.2 vorgestellten Laborversuche mit zyklischer Belastung. Auch nach sehr kurzen Belastungswechseln tritt wieder primäres Kriechen in der vollen Größenordnung auf, die Rückbildung der Verfestigung muss daher sehr schnell erfolgen.

Der Verlauf des Vorfaktors für die Schubverfestigung ist bisher lediglich eine Annahme, da anhand der vorliegenden Versuche keine fundierte Aussage über das Verhalten bei Spannungszuständen zwischen reiner Kompression und Extension getroffen werden kann. Dies sollte anhand von echt triaxialen Versuchen mit Schubbelastung überprüft werden, welche allerdings aufgrund komplexer Anforderungen an die Labortechnik nicht üblich sind.



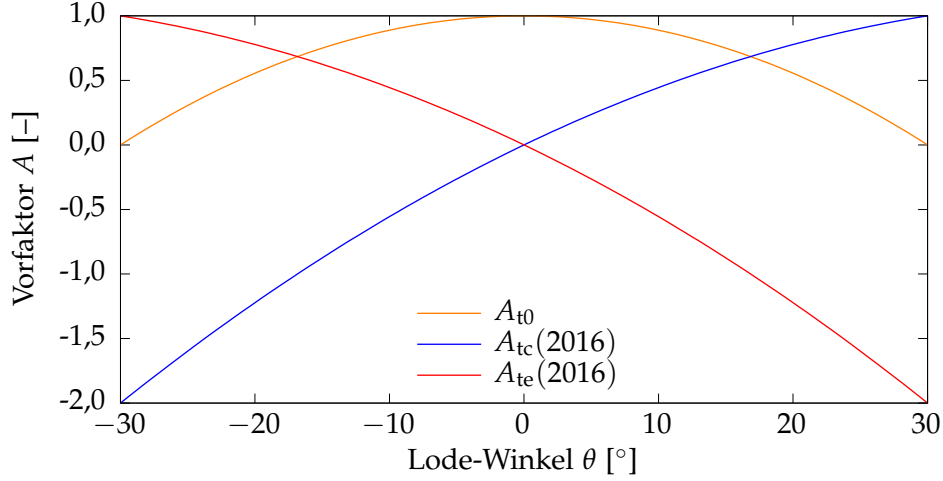


Abbildung 6.1: Vorfaktoren A der Verfestigungsanteile (Zwischenstand 2016)

Die Berechnung der gesamten primären Verfestigung erfolgt nach Gleichung (6.8). Die einzelnen Anteile für Kompressions-, Extensions- und Schubverfestigung werden anhand des Lode-Winkels gewichtet. Durch Verwendung des Föppl-Symbols (vgl. Gleichung (3.3)) wird sichergestellt, dass der Einfluss der Verfestigungsparameter zum Spannungszustand passt. Die Formulierung für  $\epsilon_{eq,Lode}^P$  nach Gleichung (6.8) ersetzt im Folgenden die ursprüngliche Formulierung für  $\epsilon_{eq}^P$  nach Gleichung (5.17) auf Seite 54. Gleichung (5.15) und (5.18) werden damit abgewandelt zu Gleichung (6.9) und (6.10).

$$\epsilon_{eq,Lode}^P = \left\langle \frac{\theta}{30^\circ} \cdot \epsilon_{eq,tc}^P \right\rangle + \left\langle \frac{-\theta}{30^\circ} \cdot \epsilon_{eq,te}^P \right\rangle + \left( 1 - \left| \frac{\theta}{30^\circ} \right| \right) \cdot \epsilon_{eq,t0}^P \quad (6.8)$$

$$F^P = p_0 \cdot \left( \frac{\sigma_{eq}}{p_0} \cdot q^P \right)^{n^P} \cdot \left( \epsilon_{eq,max}^P - \epsilon_{eq,Lode}^P \right) \quad (6.9)$$

$$\eta_*^P = \eta_0 + (\eta^P - \eta_0) \cdot \left( \frac{\epsilon_{eq,Lode}^P}{\epsilon_{eq,max}^P} \right)^{\left( \frac{1000-k}{n^P} \right)^{0,125}} \quad (6.10)$$

Abbildung 6.2 und 6.3 zeigen die Versuche BAL1/179/1 und BAL1/179/2 anhand der Versuchsdaten, der Berechnung in der Ausgangsversion (vgl. Abschnitt 5.3.10) sowie der Umsetzung des Zwischenstands der Weiterentwicklung. Dabei wurden alle Berechnungsdurchläufe jedes einzelnen Versuchs mit unverändertem Parametersatz durchgeführt. Die Berechnungsergebnisse aller Versuche sind in Abbildung B.5 bis B.6 (Anhang B.2, S. 104–105) zu finden. Als Folge der neu eingeführten Verfestigungsparameter ist eine deutliche Verbesserung der Ergebnisse beim erneuten Einsetzen des primären Kriechens nach einem Wechsel der Belastung von Kompression und Extension zu erkennen.

Es wird ebenfalls insbesondere im Bereich der zyklischen Belastung deutlich, dass die Gewichtung zwischen den Verformungen aus Extension und den Verformungen aus Kompression noch nicht korrekt ist. So zeigt sich im Versuch BAL1/179/1 eine gleichbleibende Bandbreite an Verformungen, obwohl anhand der Versuchsdaten eine Verschie-

bung in Richtung der Extension zu erwarten ist. Für den Versuch BAL1/179/2 ergibt sich sogar eine Verschiebung in Richtung der Kompression, da diese Laststufen länger gehalten werden (vgl. Abschnitt 5.2.2). In den Versuchsdaten gleichen sich die längeren Zeitstufen der Kompression und die schnellere Verformung der Extension zu einer gleichen Bandbreite der Verformungen aus.

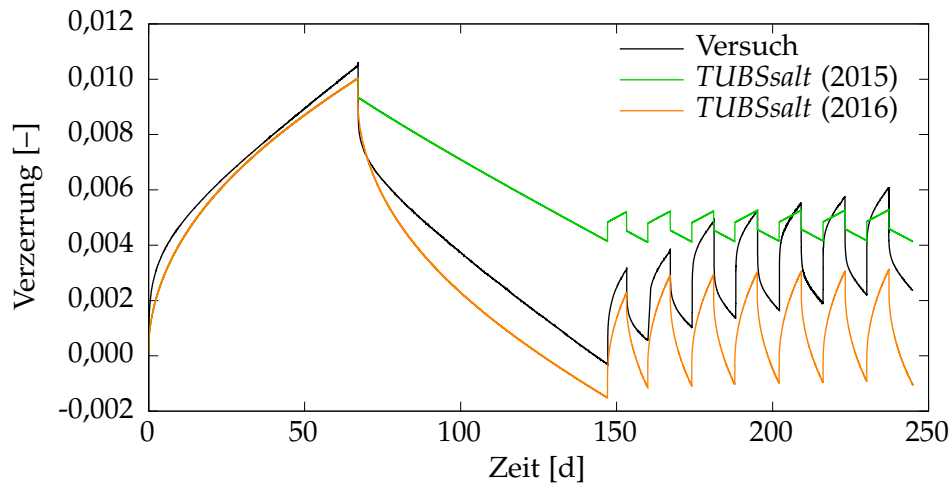


Abbildung 6.2: Versuchsdaten und Berechnung des Versuchs BAL1/179/1 nach Weiterentwicklung (Zwischenstand 2016)

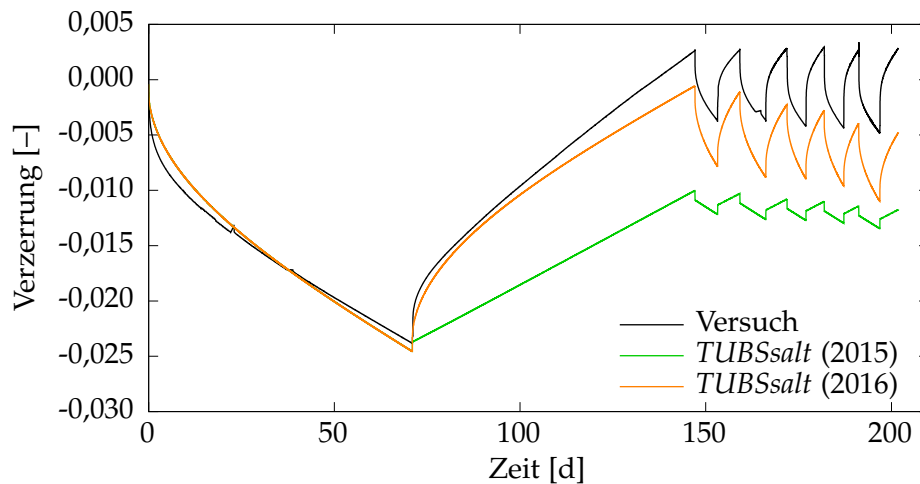


Abbildung 6.3: Versuchsdaten und Berechnung des Versuchs BAL1/179/2 nach Weiterentwicklung (Zwischenstand 2016)

### 6.3 Größere Verformungen im Extensionszustand

Zur Berücksichtigung der unterschiedlich großen Verformungen bei Extension und Kompression werden die Vorfaktoren  $A_{tc}$  und  $A_{te}$  um eine Funktionalität erweitert. Gleichung (6.13) und (6.14) kann entnommen werden, dass  $A_{tc}$  und  $A_{te}$  unterschiedliche Werte im Bereich der Zunahme der jeweiligen Verfestigung annehmen. Der für  $\theta = 30^\circ$  von 1,0 auf 1,1 erhöhte Vorfaktor der Kompression  $A_{tc}$  bewirkt eine schnellere Verfestigung und damit geringere Verformungen bei Kompressionszuständen. Analog wird  $A_{te}$  für  $\theta = -30^\circ$  von 1,0 auf 0,9 verringert. Dies ist in Abbildung 6.4 im Vergleich zum Zwischenstand aus Abschnitt 6.2 dargestellt.

$$\dot{\epsilon}_{eq,tc}^p = A_{tc} \cdot \dot{\epsilon}_{eq}^p \quad (6.11)$$

$$\dot{\epsilon}_{eq,te}^p = A_{te} \cdot \dot{\epsilon}_{eq}^p \quad (6.12)$$

$$A_{tc} = \left( -0,45 \cdot \left( \frac{\theta}{30^\circ} \right)^2 + 1,55 \cdot \left( \frac{\theta}{30^\circ} \right) \right) \quad (6.13)$$

$$A_{te} = \left( -0,55 \cdot \left( \frac{\theta}{30^\circ} \right)^2 - 1,45 \cdot \left( \frac{\theta}{30^\circ} \right) \right) \quad (6.14)$$

In Abbildung 6.5 und 6.6 sind die Versuchsergebnisse sowie die Ergebnisse der Berechnung von Ausgangs-, Zwischen- und Endstand der Weiterentwicklung anhand der Versuche BAL1/179/1 und BAL1/179/2 dargestellt. Die Berechnungsergebnisse aller Versuche sind in Abbildung B.7 bis B.8 (Anhang B.3, S. 106–107) zu finden. Die unterschiedliche Gewichtung der Verfestigung für Extension und Kompression führt insbesondere im Bereich der zyklischen Belastungen zu einer besseren Simulation der Versuchsergebnisse.

Abbildung 6.7 zeigt beispielhaft für den Versuch BAL1/179/1 die in *TUBSsalt* berechnete Verzerrungsrate vor und nach Weiterentwicklung sowie die Rate des Versuchs, welche aus gefilterten Daten der Verzerrungsmessung ermittelt wurde. Das Problem des nicht erneut einsetzenden primären Kriechens ist deutlich daran zu erkennen, dass die Raten der alten Formulierung ab der zweiten Belastungsstufe betragsmäßig konstant verlaufen und nur ein Wechsel im Vorzeichen stattfindet. Die bereits an der Darstellung der Verzerrung offensichtlich gewordene Verbesserung der Modellierung ist auch hier anhand der Raten zu sehen.

Die Auswirkungen der Weiterentwicklung auf die Entwicklung der primären Verfestigung sind in Abbildung 6.8 ebenfalls beispielhaft für den Versuch BAL1/179/1 dargestellt. Die primäre Verfestigung  $\epsilon_{eq}^p$  nach alter Formulierung steigt stetig über die gesamte Dauer des Versuchs. Anhand der primären Kompressions- und Extensionsverfestigung  $\epsilon_{eq,tc}^p$  bzw.  $\epsilon_{eq,te}^p$  ist dagegen die Unterscheidung der einzelnen Laststufen zu erkennen. Der vergleichsweise langsame Anstieg und schnelle Abfall der Verfestigungskurven belegt die angesprochenen Anpassungen bzgl. schnellerer Rückbildung. Ebenso wird die von der Spannungsgeometrie abhängige maximale Verfestigung anhand unterschiedlicher Maxima der Kurven für Kompressions- und Extensionsverfestigung deutlich. Da die Spannungszustände im Versuch zwischen reiner Kompression und Extension wechseln, bleibt die Schubverfestigung  $\epsilon_{eq,t0}^p$  konstant auf 0.

## 6 Ansatz zur Berücksichtigung des Lode-Winkels

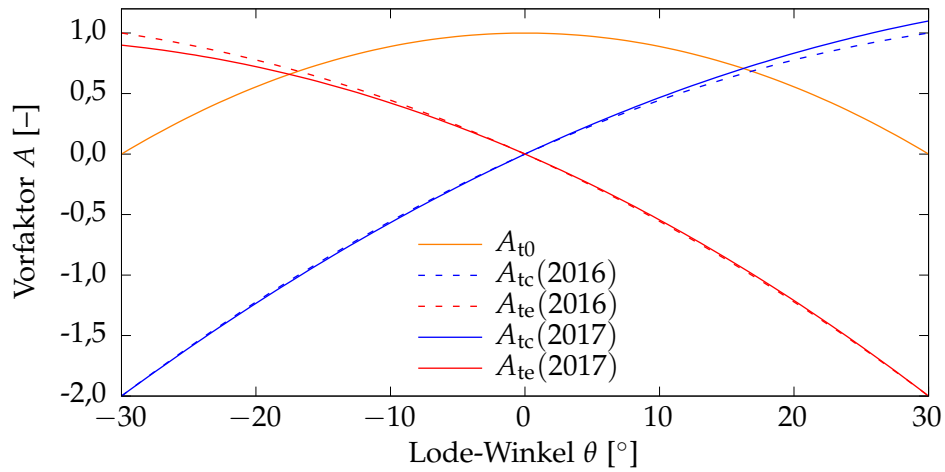


Abbildung 6.4: Vorfaktoren A der Verfestigungsanteile

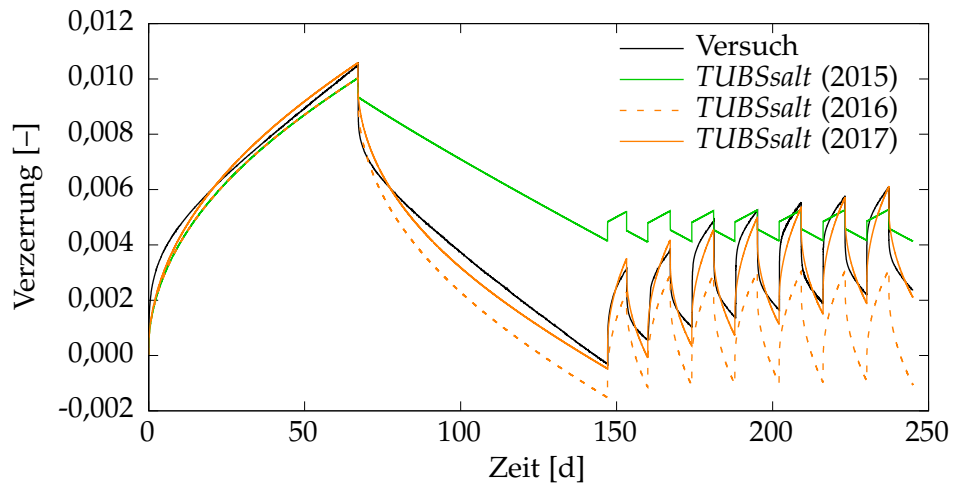


Abbildung 6.5: Versuchsdaten und Berechnung des Versuchs BAL1/179/1 nach Weiterentwicklung

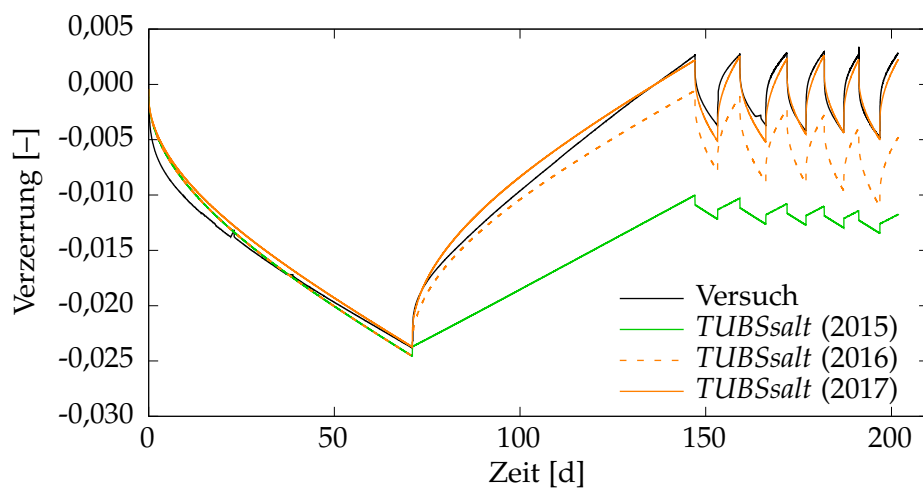


Abbildung 6.6: Versuchsdaten und Berechnung des Versuchs BAL1/179/2 nach Weiterentwicklung

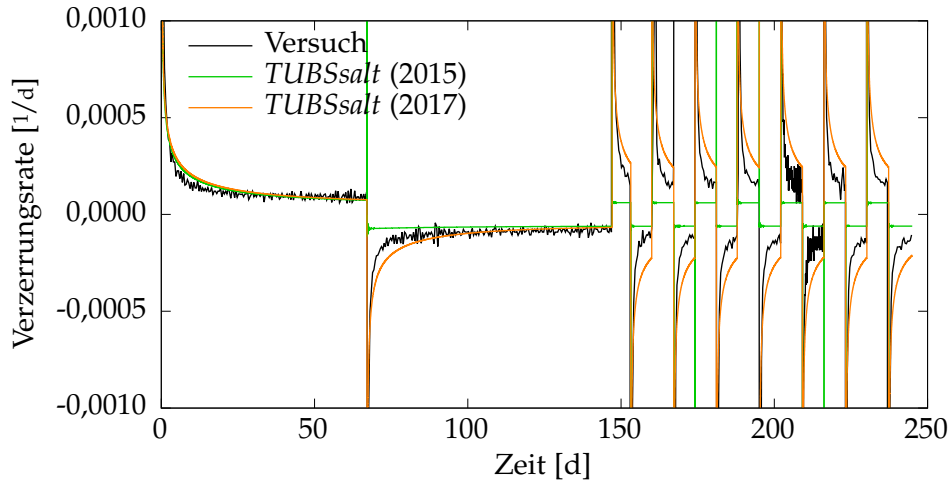


Abbildung 6.7: Verzerrungsrate im Versuch BAL1/179/1 nach Weiterentwicklung

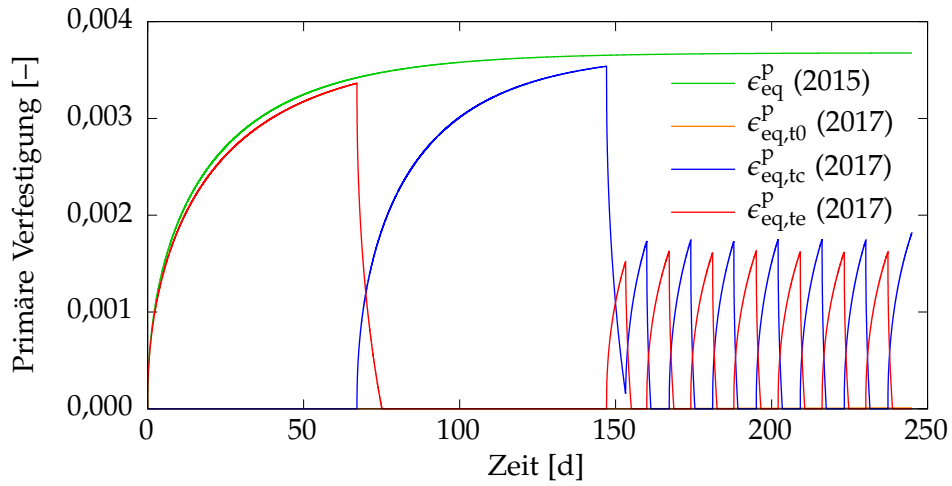


Abbildung 6.8: Primäre Verfestigung im Versuch BAL1/179/1

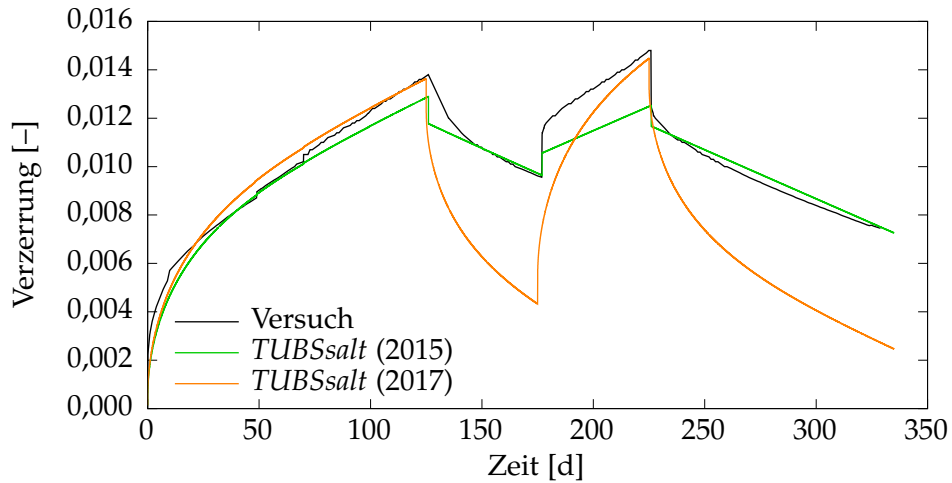


Abbildung 6.9: Versuchsdaten und Berechnung des triaxialen Kriechversuchs nach (Hunsche und Schulze, 1994) nach Weiterentwicklung

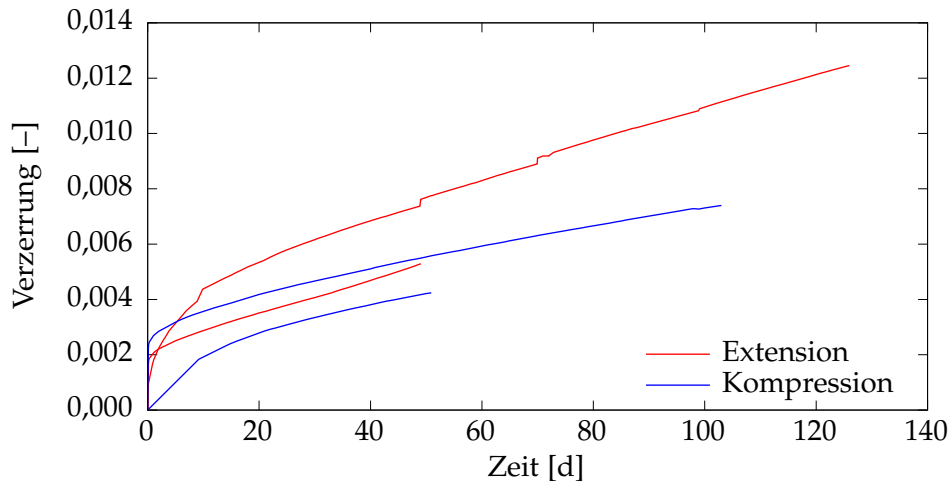


Abbildung 6.10: Betrag der Verzerrung der einzelnen Laststufen im triaxialen Kriechversuch mit Wechsel zwischen Kompressions- und Extensionsbelastung aus (Hunsche und Schulze, 1994)

Abbildung 6.9 zeigt die Berechnung des Versuchs aus (Hunsche und Schulze, 1994) vor und nach Weiterentwicklung sowie die Versuchsdaten. Die Größenordnung des primären Kriechens wird ab dem ersten Lastwechsel zwischen Kompression und Extension deutlich überschätzt, da die Parameter maßgeblich anhand der ersten Laststufe ermittelt werden. Durch eine Korrektur der Verzerrung der ersten Extensionsphase analog zu den Versuchen aus (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) und (Mellegard, DeVries und Callahan, 2007) könnte dieser Effekt verringert werden. Auf dieses Vorgehen wird hier allerdings verzichtet, da in dem Versuch kein konstanter Spannungszustand während der ersten Extensionsphase eingestellt wurde (vgl. Tabelle 5.1) und die Auswertung der einzelnen Laststufen in Abbildung 6.10 kein so deutliches Ergebnis in Hinblick auf eine Korrektur liefert, wie die vergleichbaren Diagramme der übrigen Versuche (vgl. Abschnitt 5.2.2).

Der entwickelte Ansatz hat keine Auswirkungen auf das ebenfalls dem primären Kriechen zugeordnete Erholungskriechen (vgl. Gleichung (5.22)). Da dieser Kriechanteil nur bei einem Wechsel des Spannungszustands innerhalb der Kompression bzw. der Extension auftreten kann, führt die Erholung wie im ursprünglichen Ansatz zu einer Rückbildung der im aktuellen Spannungszustand maßgeblichen Größe der Verfestigung  $\epsilon_{eq,tc}$  bzw.  $\epsilon_{eq,te}$ . Eine Anpassung ist daher nicht notwendig.

## 6.4 Dilatanz- und Bruchfestigkeit für Kompression und Extension

In Abschnitt 4.3.3 wurde bereits anhand von Abbildung 4.12 diskutiert, dass im Steinsalz mit unterschiedlichen Bruchfestigkeiten für Kompression und Extension zu rechnen ist. Dieses wurde anhand der in (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) und (Mellegard, De-

Vries und Callahan, 2007) vorgestellten Festigkeitsversuche auch für die Dilatanzfestigkeit ermittelt.

Zur Berücksichtigung des Spannungszustands in der Dilatanzfestigkeit wird die Fließfunktion  $F^t$  aus Gleichung (5.27) um den Faktor  $A_{F^t}$  (Gleichung (6.16)) erweitert. Dieser bewirkt in der neuen Formulierung von  $F^t$  (Gleichung (6.16)), dass die Dilatanzgrenze für Kompression der bisherigen Formulierung entspricht, wohingegen bei Extension eine Absenkung auf 65 % des ursprünglichen Werts erfolgt. Die Größe der Absenkung ist an die in (Hunsche, 1992) und (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005) ermittelte Verringerung der Festigkeit um 30 % angelehnt. Beim Vergleich der Dilatanzgrenze mit den Versuchsdaten hat sich allerdings eine noch größere Absenkung ergeben. Die Umsetzung der spannungsabhängigen Dilatanzgrenze für die in Abschnitt 5.2.2 vorgestellten Versuche ist in Abbildung 6.11 dargestellt.

$$A_{F^t} = 0,825 + \frac{\theta}{30^\circ} \cdot 0,175 \quad (6.15)$$

$$F^t = \Theta^{0,125} \cdot \left( \frac{\sigma_o}{\frac{1}{\tan(t_0)} + \frac{1}{t_1} \cdot |\sigma_o|} - \sigma^z \right) \cdot A_{F^t} + \tau_o \quad (6.16)$$

Bedingt durch die Weiterentwicklung der Dilatanzgrenze ist auch bei der Berechnung von Festigkeitsversuchen mit einer Veränderung zu rechnen. Abbildung 6.12 zeigt in abgewandelter und ergänzter Form den bereits in Abbildung 4.13 vorgestellten Vergleich der Spannungszustände im Bruch für Extension und Kompression. Zur besseren Übersicht sind nur die Ergebnisse der Versuchsbedingungen im Bereich der reinen Kompression bzw. Extension dargestellt, also  $-30^\circ \leq \theta \leq -27^\circ$  bzw.  $+27^\circ < \theta \leq +30^\circ$ . Diese Spannungszustände werden mit der Auswertung von Festigkeitsversuchen verglichen, die nach ursprünglicher und weiterentwickelter Fassung von *TUBSalt* berechnet wurden.

Für die alte Formulierung ist zu erkennen, dass der Eintritt des Bruchs bei Festigkeitsversuchen im Bereich der Kompression für mittlere Oktaedernormalspannungen zunächst oberhalb der Extension liegt. Bei steigender Oktaedernormalspannung wird der Abstand zwischen den Bruchzuständen allerdings deutlich geringer. In der weiterentwickelten Formulierung tritt der Bruch unter Extensionsbelastung bereits bei niedrigerer Spannung ein, was auch der Interpretation der Versuchsergebnisse entspricht. Für diesen Vergleich ist allerdings zu beachten, dass die Laborversuche kraftgesteuert durchgeführt wurden, was in der numerischen Simulation nicht sinnvoll abgebildet werden kann. Die Berechnung erfolgte daher weggesteuert bei Manteldrücken (Kompression) bzw. Axialdrücken (Extension) von 0,1 bis 20 MPa. Auf diese Weise war es nicht möglich, einen Bruch auf einem niedrigeren Spannungsniveau für Extension bzw. auf einem höheren für Kompression zu erzeugen.

Aufgrund nicht ausreichender Dokumentation der Versuchsbedingungen ist es nicht möglich, eine Anpassung der Parameter vorzunehmen. Für die Berechnung werden die in Tabelle 5.6 vorgestellten Parameter verwendet, auch wenn es sich hier um Salz aus einer anderen Lokation handelt. Daher soll Abbildung 6.12 eher als Darstellung der qualitativen Entwicklung verstanden werden und nicht als direkter Vergleich.

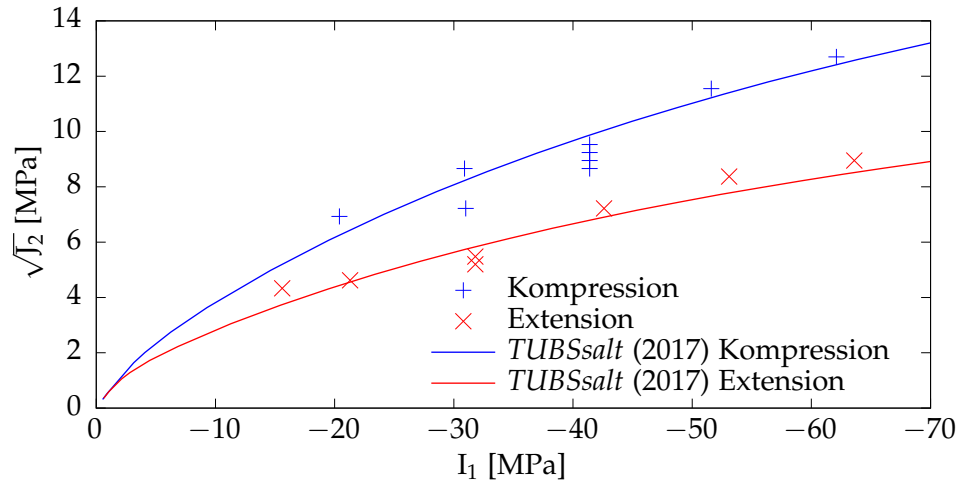


Abbildung 6.11: Dilatanzgrenzen in  $TUBSsalt$  nach Weiterentwicklung und Anpassung an Tabelle 5.4 sowie Versuchsdaten aus (Mellegard, DeVries und Callahan, 2005)

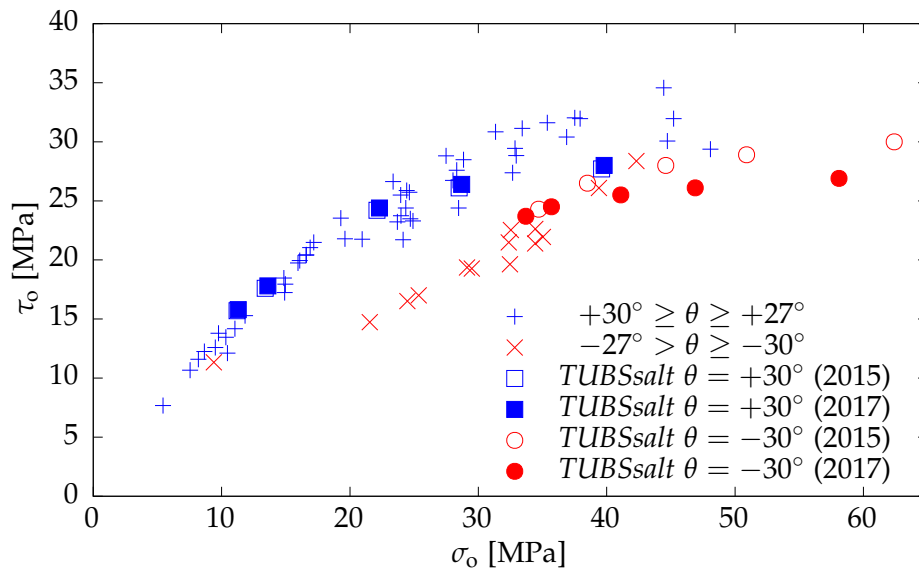


Abbildung 6.12: Vergleich des Spannungszustands im Bruch bei Kompressions- und Extensionsversuchen mit Daten der BGR (nach (Gräsle, 2016)) und Berechnungsergebnissen nach Weiterentwicklung



# 7 Berechnung einer generischen Strecke

## 7.1 Berechnungsmodell

Zur Bewertung der Auswirkungen der neuen Formulierung für das Stoffmodell *TUBS-salt* werden in diesem Kapitel die Ergebnisse der Berechnung eines generischen Hohlraums vor und nach Weiterentwicklung von *TUBSsalt* verglichen. Als Grundlage dient ein numerisches zweidimensionales Modell, welches am Institut für Grundbau und Bodenmechanik der Technischen Universität Braunschweig entwickelt (vgl. (Hente, 2017)) und in dieser Arbeit zur Berücksichtigung des räumlichen Tragverhaltens dreidimensional erweitert wurde. Somit lassen sich ein Damm sowie die freie Strecke berechnen. In Abbildung 7.1 ist das Gesamtmodell mit den Abmessungen und Randbedingungen sowie der Diskretisierung in x-z- und y-z-Ebene dargestellt, Abbildung 7.2 zeigt den Ausschnitt von Hohlraum bzw. Damm. Das zur y-z-Ebene flächensymmetrische Modell hat eine Breite von 50 m, eine Höhe von 70 m und eine Tiefe von 10 m. Vertikal mittig befindet sich die symmetrische Hälfte des Hohlraums bzw. Damms mit einer Breite von 2,55 m und einer Höhe von 3,7 m. Die Ecken sind mit einem Radius von 0,25 m ausgerundet. Der Damm wird mit einer Tiefe von 5 m simuliert, wodurch 5 m Hohlraum erhalten bleiben.

Das Modell besteht aus 445200 Zonen. Am unteren und den seitlichen Rändern werden Verschiebungsrandbedingungen senkrecht zum Rand benutzt, am oberen Rand wird die Teufenlage über eine Spannungsrandbedingung aufgeprägt, welche (Hampel, 2016) entnommen ist. Es wird eine uniforme Temperatur von 300 K aufgebracht. In den Abbildungen sind außerdem sechs Zonen dargestellt, für die eine zusätzliche Auswertung der Schädigungsvolumendehnung erfolgt.

Für die Modellierung des Salzes wird das Stoffmodell *TUBSsalt* mit den Parametern nach Tabelle 7.1 verwendet. Die Simulation des Damms erfolgt vereinfachend mit einem elastischen Stoffmodell, da der Fokus dieser Arbeit nicht auf den durch die Verwendung von Salzbeton hervorgerufenen Phänomenen wie bspw. Temperatur- und Volumenveränderungen im Abbindeprozess liegt. Bei einer genaueren Betrachtung der Kontaktzone zwischen Abdichtbauwerk und Wirtsgestein sollten diese Aspekte jedoch berücksichtigt werden. Die Parameter des elastischen Modells sind in Tabelle 7.2 aufgeführt.

Die Berechnung erfolgt über drei Bauzustände. Zunächst wird der isotrope Primärspannungszustand ohne Hohlraum bestimmt. Anschließend wird der Hohlraum über die gesamte Modelltiefe mit einem *null*-Modell simuliert. Die Berechnung der offenen Strecke erfolgt über 30 Jahre im Modus *small strain*. Danach wird der Damm bis zur halben Modelltiefe aktiviert und die Berechnung für weitere 30 Jahre im Modus *large strain* fortgesetzt. Informationen zu den Modelltypen und Berechnungsmodi sind in der Dokumentation von *FLAC3D* zu finden.

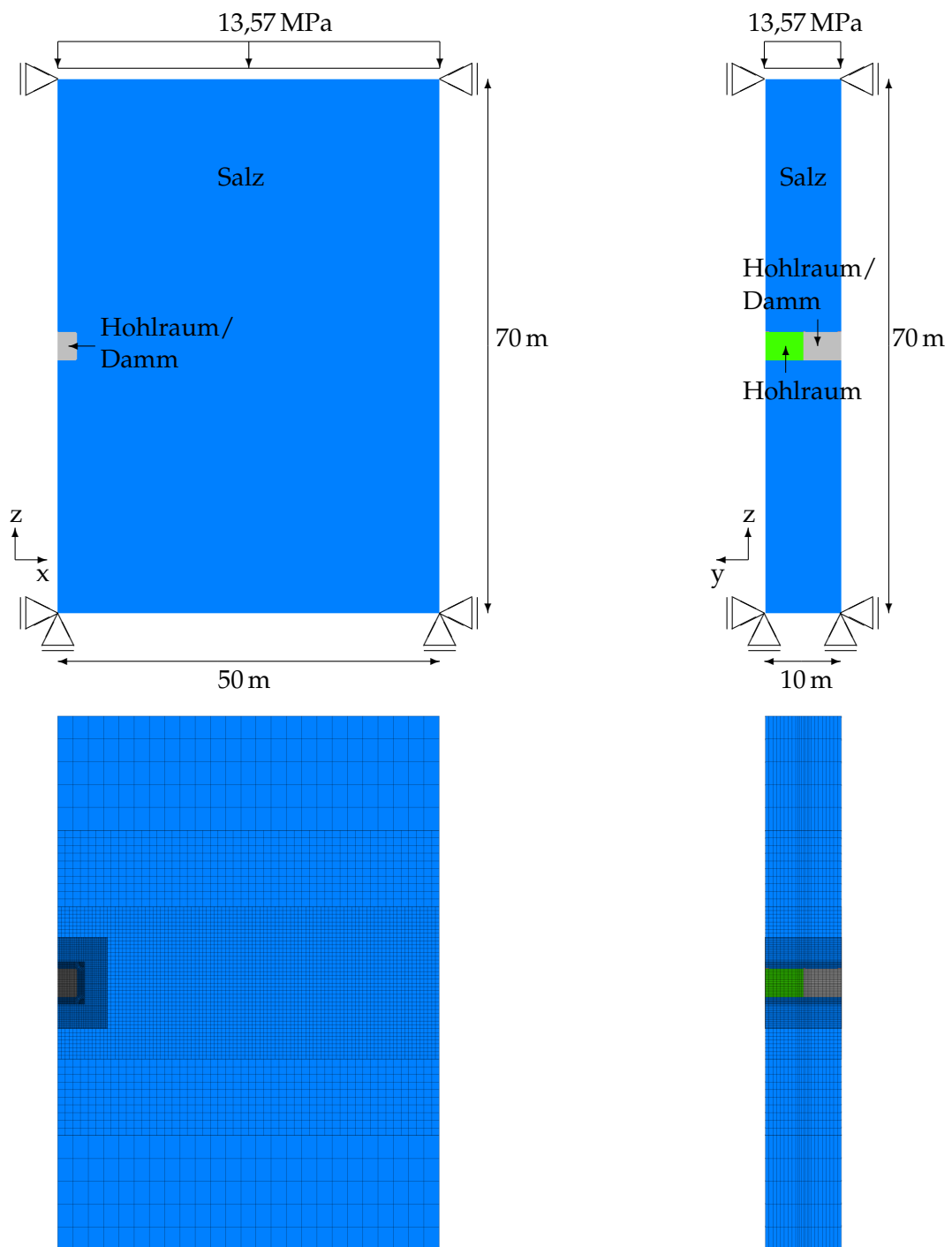


Abbildung 7.1: Gesamtmodell und Diskretisierung

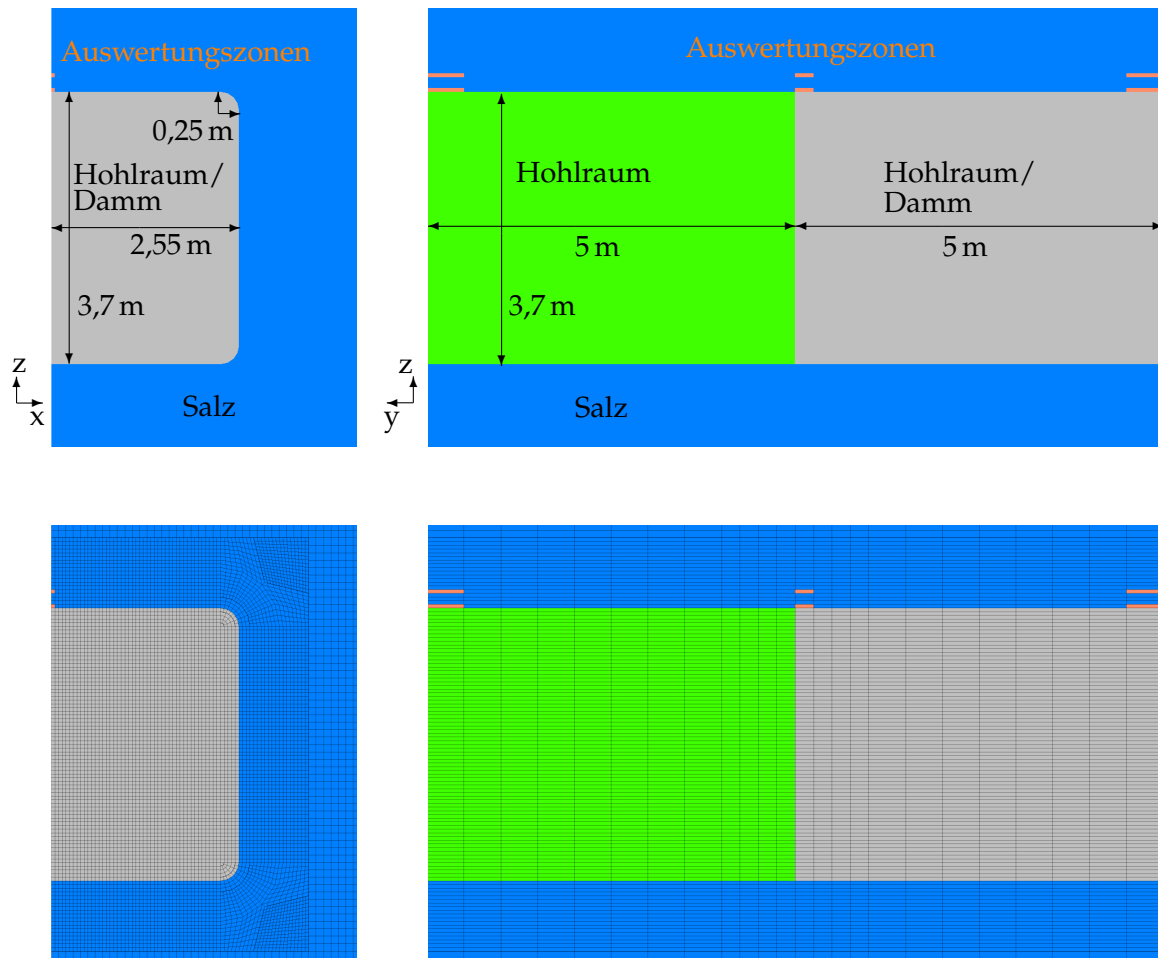


Abbildung 7.2: Modell und Diskretisierung des Details Hohlraum/Damm mit Auswertungszonen in Orange

## 7 Berechnung einer generischen Strecke

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Kompressionsmodul	$K_0$	23500	MPa
Schubmodul	$G_0$	13600	MPa
Schädigungsexponent	$p^{\text{el}}$	2,4	–
Viskosität des prim. Kriechens	$\eta^{\text{P}}$	420000	MPa · d
Verfestigungsmodul	$E^{\text{P}}$	65	MPa
Steigungsparameter	$\sigma_{\text{eq},0}^{\text{P}}$	30	MPa
Krümmungsparameter	$p^{\text{P}}$	0,8	–
Viskosität des sek. Kriechens	$\eta^{\text{S}}$	$9,0 \cdot 10^6$	MPa · d
Steigungsparameter	$\sigma_{\text{eq},0}^{\text{S}}$	54	MPa
Krümmungsparameter	$p^{\text{S}}$	0,8	–
Viskosität des tert. Kriechens	$\eta^{\text{t}}$	35	MPa · d
Anfangssteigung	$t_0$	55	°
Maximale Fließspannung	$t_1$	32,5	MPa
Schädigungsbeiwert	$m^{\text{t}}$	0,4	–
Dilatanzwinkel	$\psi$	17,5	°
Bruchvolumendehnung	$\epsilon_{\text{v,d,b}}$	0,022	–
Viskosität der Verheilung	$\eta^{\text{v}}$	$5,0 \cdot 10^6$	MPa · d
Verheilungsbeiwert	$m^{\text{v}}$	10	–
Viskosität im Nachbruch	$\eta^{\text{n}}$	2000	MPa · d
Anfangssteigung	$n_0$	60	°
Nachbruchfestigkeit	$n_1$	35	MPa
Nachbruchbeiwert	$m^{\text{n}}$	2	–
Zugfestigkeit	$\sigma_0^{\text{Z}}$	1	MPa
Aktivierungsenergie	$Q$	28000	J/mol
Dichte	$\rho$	$2,17 \cdot 10^{-3}$	Gg/m <sup>3</sup>

Tabelle 7.1: Übersicht der Parameter für *TUBSsalt* zur Berechnung der generischen Strecke

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Kompressionsmodul	$K$	400	MPa
Schubmodul	$G$	670	MPa
Dichte	$\rho$	$2,17 \cdot 10^{-3}$	Gg/m <sup>3</sup>

Tabelle 7.2: Übersicht der Parameter für das elastische Stoffmodell zur Berechnung der generischen Strecke

## 7.2 Zustand direkt nach Auffahrung

Zum besseren Verständnis des generellen Tragverhaltens eines rechteckigen Hohlraums im Salz wird zunächst der Zustand der Berechnung nach einer Stunde offener Strecke betrachtet. Dazu ist zum einen in Abbildung 7.4 der Lode-Winkel im Bereich  $-30^\circ$  (Extension)  $< \theta < +30^\circ$  (Kompression) dargestellt. Zum anderen zeigt Abbildung 7.3 die Richtungen und Beträge von minimaler (grüne Balken) und maximaler (rote Balken) Hauptspannung über die Hauptspannungskreuze sowie die Verformung der Kontur (schwarze Pfeile). Die Länge der einzelnen Elemente gibt eine Auskunft über die Größe der Spannungen bzw. der Verformung. Als Referenz ist in der Legende ein Balken für 10 MPa Spannung sowie ein Pfeil für 0,003 m Verformung angegeben. Der jeweils linke Plot wurde mit *TUBS<sub>salt</sub>* vor der Weiterentwicklung berechnet, der jeweils rechte Plot nach der Weiterentwicklung.

Wie bereits in Kapitel 2 einleitend beschrieben, tritt im Bereich der Kontur nur eine sehr geringe bzw. keine minimale Hauptspannung in Richtung des Hohlraums auf. Durch die Spannungsumlagerungen bildet sich dagegen über die maximale Hauptspannung ein nahezu kreisförmiges Gewölbe aus. Die Verformungen sind in der Mitte von Firste, Sohle und Stoß am größten, in den Ecken treten dagegen bedingt durch die Geometrie geringere Verformungen auf. Der qualitative Verlauf der Hauptspannungen und der Verformung ist charakteristisch für die gesamte Berechnung der offenen Strecke, weshalb er im weiteren Verlauf der Auswertung nicht erneut dargestellt wird.

Anhand des Lode-Winkels wird deutlich, dass analog zur Spannungsverteilung in unmittelbarer Nähe zur Kontur, hauptsächlich an der Firste und Sohle, Extensionszustände auftreten. Innerhalb weniger Tage werden die für die Extension verantwortlichen Spannungen über Gebirgsverformungen innerhalb des Gewölbetragrings abgebaut und es entwickeln sich auch im Umfeld des Hohlraums Zustände mit  $\theta \approx 0^\circ$ . In Abbildung 7.5 ist dies exemplarisch für die Berechnung 5 Tage nach Ausbruch dargestellt. Da die weiterentwickelte Formulierung nur für reine Kompression die ursprünglichen Festigkeiten innehat, führen auch diese Schubzustände schon zu einer Absenkung der Festigkeit und damit zu einer stärkeren Ausbildung der ALZ.

Zwischen beiden Berechnungen ist zu diesem Zeitpunkt noch kein signifikanter Unterschied zu erkennen. Allerdings ist der Einfluss der weiterentwickelten Formulierung bereits durch leicht höhere Verformungen und damit fortgeschrittenere Rückbildung der Extensionszustände sichtbar.

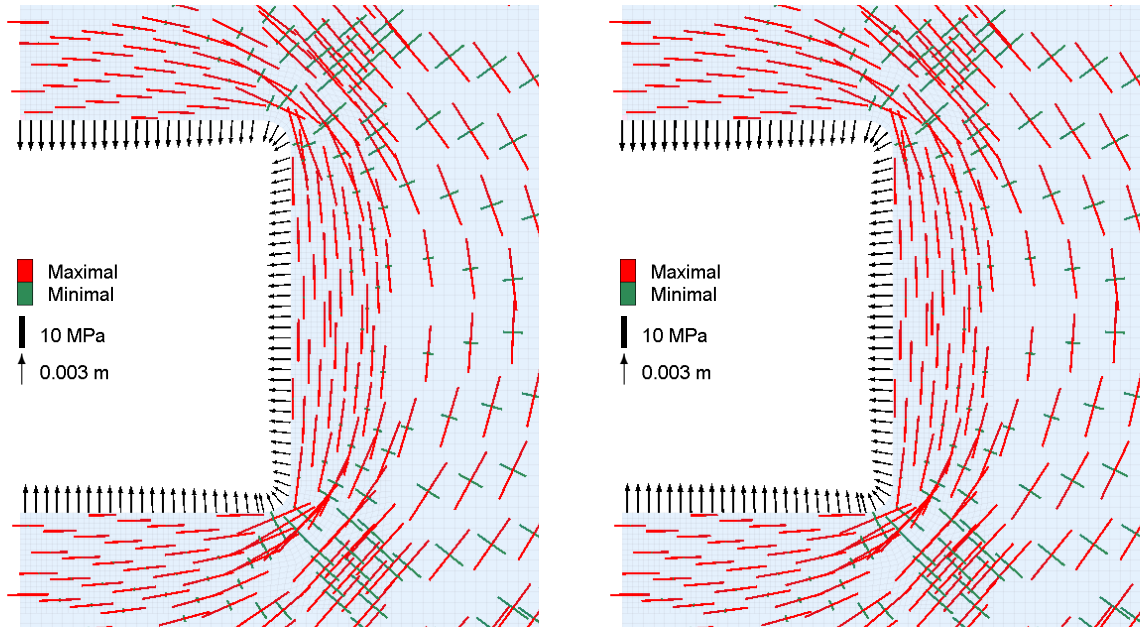


Abbildung 7.3: Richtung und Betrag der minimalen und maximalen Hauptspannung [MPa] sowie Verformung der Kontur [m] 1 Stunde nach Auffahrung  
 Links: vor Weiterentwicklung; maximale Verformung:  $2,896 \cdot 10^{-3}$  m  
 Rechts: nach Weiterentwicklung; maximale Verformung:  $2,978 \cdot 10^{-3}$  m

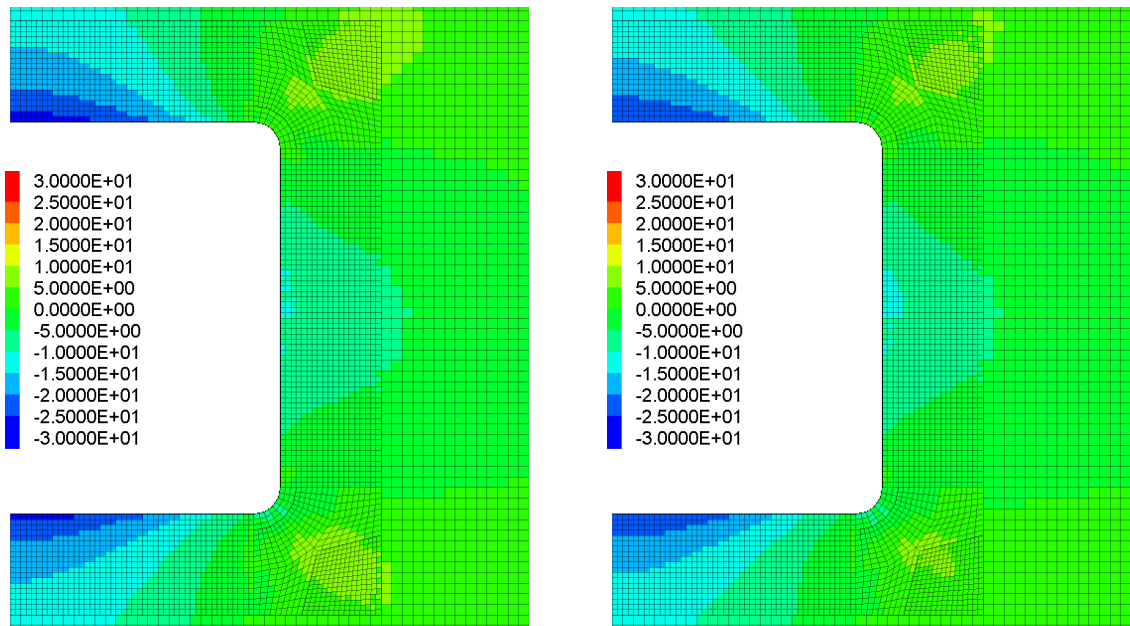


Abbildung 7.4: Lode-Winkel [°] 1 Stunde nach Auffahrung  
 Links: vor Weiterentwicklung  
 Rechts: nach Weiterentwicklung

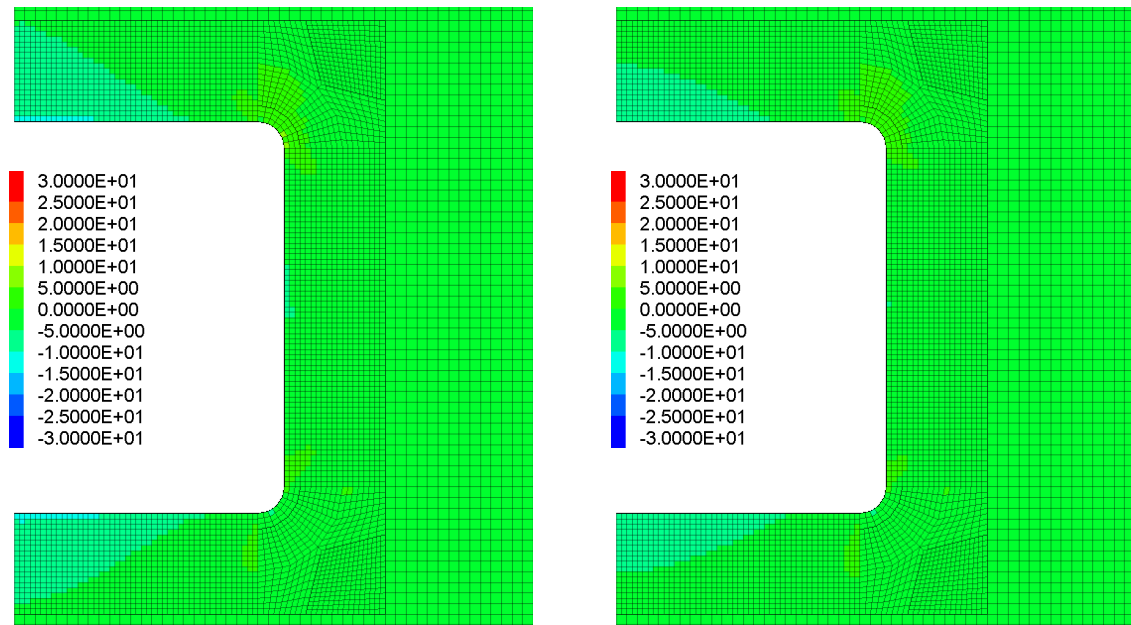


Abbildung 7.5: Lode-Winkel [°] 5 Tage nach Auffahrung  
 Links: vor Weiterentwicklung  
 Rechts: nach Weiterentwicklung

### 7.3 Darstellung der Berechnungsergebnisse

Die weiteren Ergebnisse sind anhand ausgewählter Konturplots der Schädigungsvolumendehnung, des Betrags der Verformung sowie der von-Mises-Vergleichsspannung dargestellt. Alle Ergebnisse der Zeitpunkte 2, 6, 10 und 30 Jahre nach Auffahrung sowie nach Einbau des Damms sind in Anhang D ab Seite 111 zu finden. Für jeden Zeitpunkt werden die Ergebnisse vor (linke Abbildungen) und nach (rechte Abbildungen) Weiterentwicklung von *TUBS* im Bereich der Hohlraumkontur anhand einer ebenen Ansicht in y-Richtung sowie zwei räumlicher Ansichten von beiden Seiten des Modells präsentiert. Alle Ergebnisse einer Zeitstufe sind gleich skaliert, um einen direkten Vergleich zu ermöglichen.

### 7.4 Schädigungsvolumendehnung

Die Schädigungsvolumendehnung ist exemplarisch in Abbildung 7.6 bis 7.8 dargestellt, die Ergebnisse aller ausgewerteten Zeitpunkte sind in Abbildung D.1 bis D.8 auf Seite 112 bis 119 zu finden. Durch die einheitliche Skalierung auf ein niedriges Niveau ist die Ausdehnung der Auflockerungszone besser zu erkennen als bei einer Skalierung anhand des größten aufgetretenen Werts. Bei dem maximalen Wert der Skala  $10^{-4}$  kann nach (Eberth, 2007) davon ausgegangen werden, dass die Schädigungsvolumendehnung bereits einen merklichen Einfluss auf die Permeabilität hat und damit eine Schädigung des Gebirges

vorliegt. Der Damm ist in Grau dargestellt, da das elastische Stoffmodell keine Volumendehnung berechnet.

Die Schädigungsvolumendehnung nimmt zunächst bei beiden Formulierungen direkt an der Hohlraumkontur zu und im Laufe der Zeit werden größere Bereiche des Gebirges aufgelockert. Bereits nach 2 Jahren wird deutlich, dass sowohl die qualitative Ausdehnung als auch die Werte der Schädigung mit der neuen Formulierung von *TUBSalt* vor allem im Bereich von Firste, Sohle und Stoß wesentlich ausgeprägter sind als bei der alten Formulierung. Das Auftreten von Extensionszuständen führt in diesen Bereichen zu einer stärkeren Ausbildung der Schädigung. Nach 6 Jahren (Abbildung 7.6 bzw. D.2) ist die endgültige Ausdehnung der Schädigung erkennbar, lediglich die Werte der Schädigungsvolumendehnung nehmen in den folgenden Jahren zu. Die Ausbildung der ALZ erfolgt für die neue Formulierung nahezu in Kreisform, während bei der alten Formulierung eher ein Rechteck mit vergrößerter Ausrundung in den Ecken erkennbar ist.

Bis zum Einbau des Damms nach 30 Jahren (Abbildung 7.7 bzw. D.4) hat die ALZ mit neuer Formulierung etwa die doppelte Ausdehnung erreicht. Dadurch bedingt wird eine längere Zeit zur vollständigen Verheilung benötigt. 6 Jahre nach Einbau des Damms (Abbildung 7.8 bzw. D.6) ist die Schädigung mit der alten Formulierung nur noch in vereinzelt Zonen zu erkennen, während mit der neuen Formulierung im Stoß ein noch deutlich ausgeprägter Bereich geschädigt ist. Im weiteren Verlauf der Berechnung verheilt die ALZ um den Damm herum komplett und im Übergang zur offen gehaltenen Strecke ist durch die stützende Wirkung ebenfalls ein Einfluss der Verheilung zu erkennen. Im Bereich des Hohlraums bleibt die Ausdehnung der ALZ für beide Formulierungen weiterhin auf einem deutlich unterschiedlichen, aber konstanten Niveau.

In Abbildung 7.9 ist die Entwicklung der Schädigungsvolumendehnung über die Zeit für sechs Zonen dargestellt. Die Ergebnisse der Berechnung vor Weiterentwicklung (2015) und nach Weiterentwicklung (2017) werden jeweils für drei Zonen mit 20 cm Abstand von bzw. direkt an der Hohlraumkontur verglichen. Die Auswertungszonen sind über die Tiefe des Berechnungsmodells verteilt (vgl. Abbildung 7.2). Im Bereich des Hohlraum steigt die Schädigungsvolumendehnung über die gesamte Berechnungsdauer, wohingegen am Damm bzw. am Übergang zwischen Damm und Hohlraum nach 30 Jahren die Verheilung einsetzt. Diese führt innerhalb weniger Jahre zu einer vollständigen Rückbildung der Schädigung in den betrachteten Zonen. Die stärkere Entwicklung der Schädigungsvolumendehnung mit der weiterentwickelten Formulierung führt zu einer Differenz von ca.  $2 \cdot 10^{-4}$  nach 30 Jahren, was bei der Auswertung mit 20 cm Abstand einer Verdoppelung der Schädigung entspricht. Die größere Schädigungsvolumendehnung führt zu einer längeren Zeitspanne, die für eine vollständige Verheilung benötigt wird.

Die Unterschiede der Werte gleicher Formulierung unter 30 Jahren sind auf numerische Ungenauigkeiten zurückzuführen, was auch anhand der Streuung auf den Konturplots zu erkennen ist. Die Änderung in der Steigung der Schädigungsentwicklung des Hohlraums ist begründet durch die Randbedingungen des Modells. Bei Vergleichsrechnungen mit einem in y-Richtung vergrößerten Modell wurde dieser Einfluss nicht festgestellt. Da eine Auswertung der Schädigung in diesem Bereich nicht im Fokus dieser Arbeit liegt, wird die Abweichung zugunsten einer deutlich verringerten Berechnungsdauer akzeptiert.



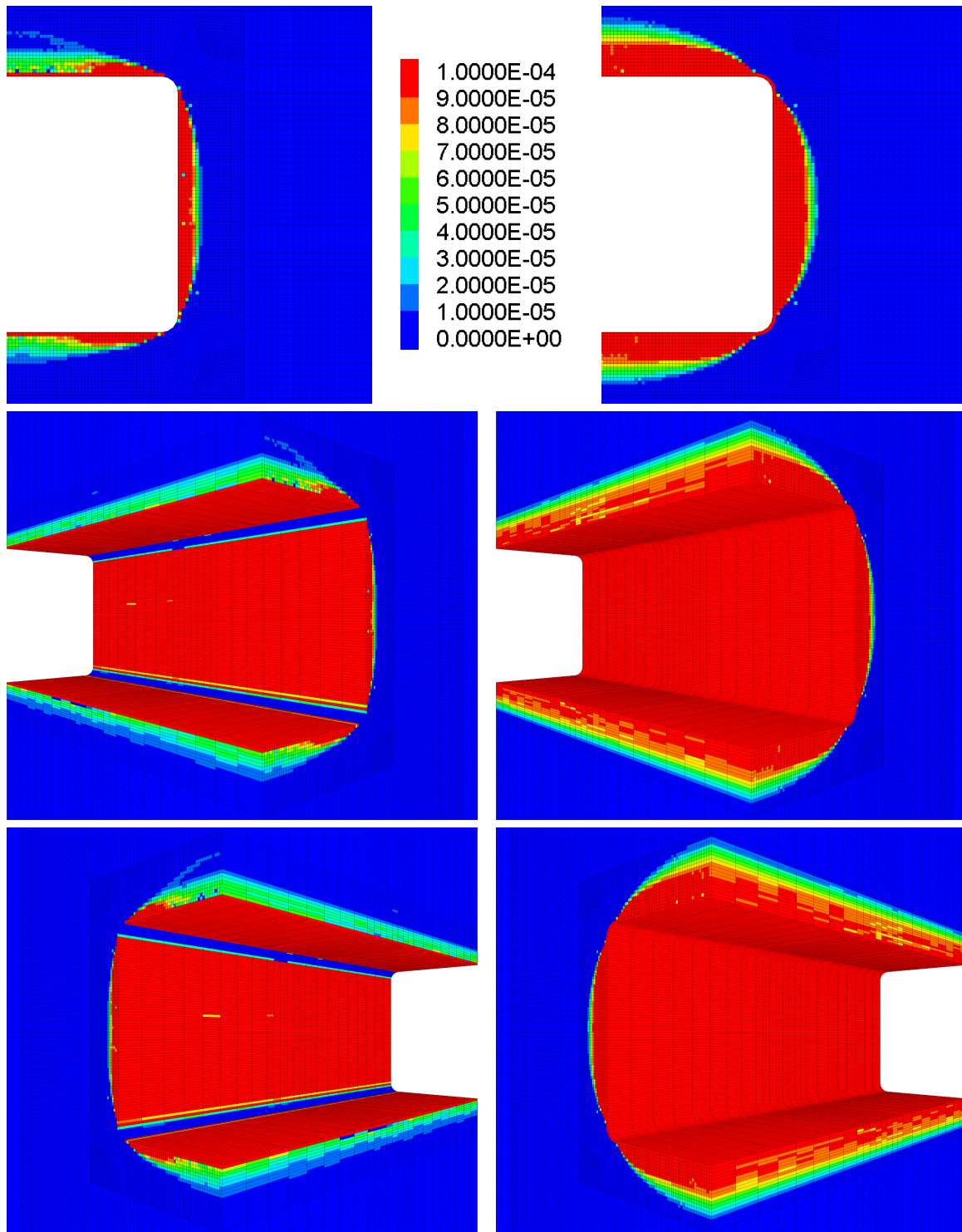


Abbildung 7.6: Schädigungsvolumendehnung [-] 6 Jahre nach Auffahrung  
 Links: vor Weiterentwicklung  
 Rechts: nach Weiterentwicklung

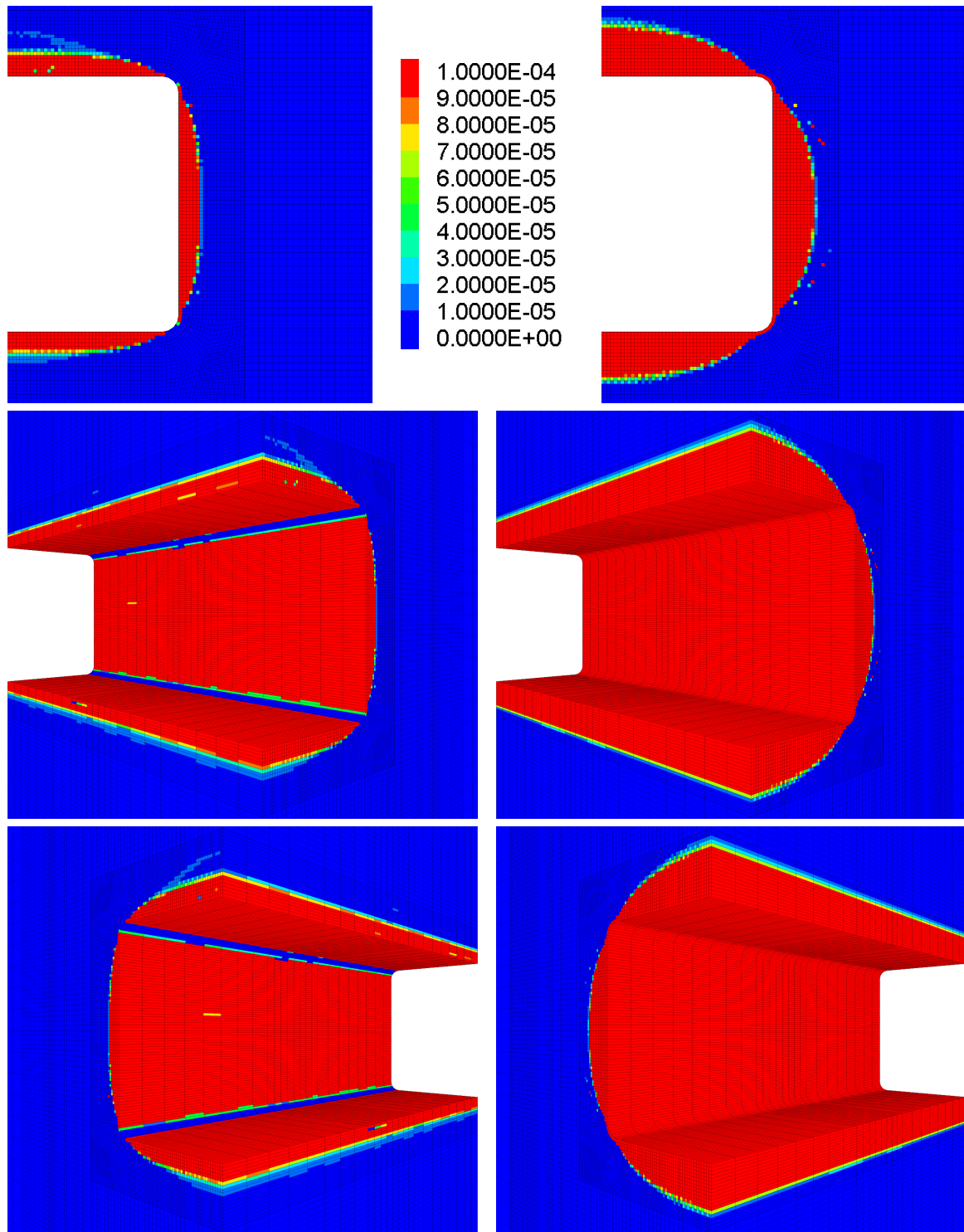


Abbildung 7.7: Schädigungsvolumendehnung [-] 30 Jahre nach Auffahrung  
 Links: vor Weiterentwicklung  
 Rechts: nach Weiterentwicklung

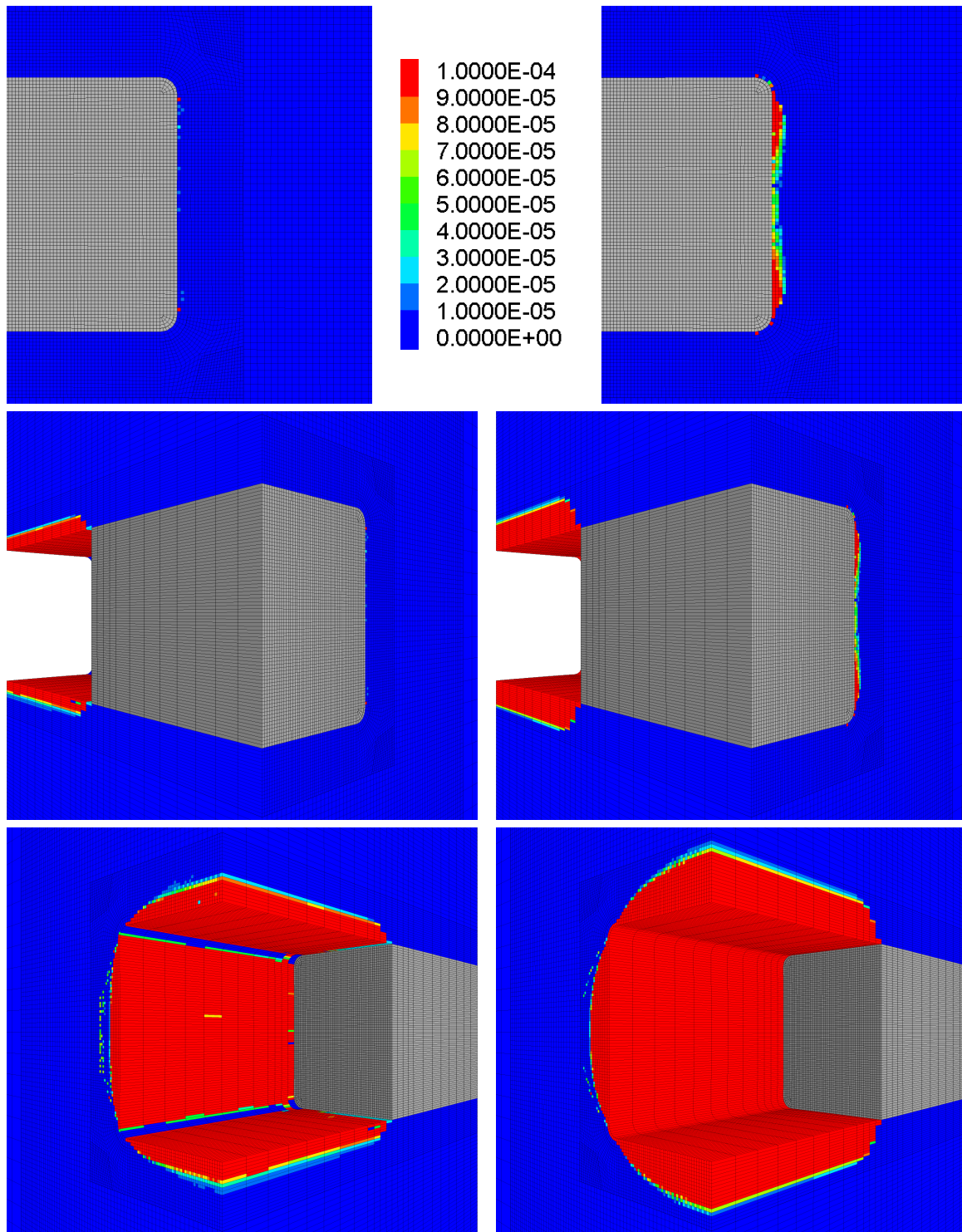


Abbildung 7.8: Schädigungsvolumendehnung [-] 6 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

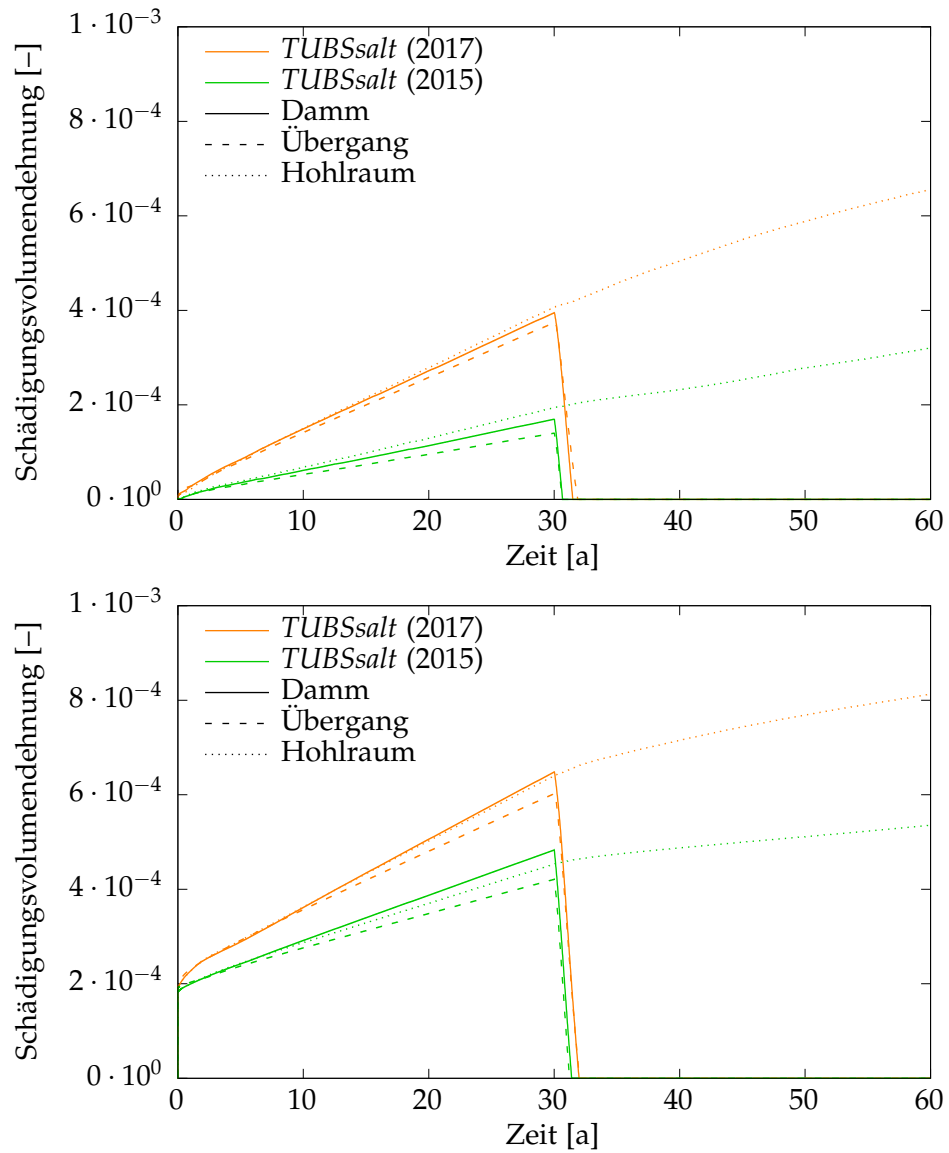


Abbildung 7.9: Schädigungsvolumendehnung in den Auswertungszonen  
 Oben: mit 20 cm Abstand von der Hohlraumkontur  
 Unten: direkt an der Hohlraumkontur

## 7.5 Betrag der Verformung

Der Betrag der Verformung ist in Abbildung 7.10 und 7.11 sowie Abbildung D.9 bis D.16 auf Seite 120 bis 127 dargestellt. In den ersten Jahren nach der Auffahrung treten Verformungen mit sehr unterschiedlichen Größen auf. Daher wurde für die Abbildungen des Betrags der Verformung für 2, 6 und 10 Jahre lediglich die Skalierung innerhalb eines Zeitpunkts anhand der Größenordnung der maximalen Verformung gleich gewählt. Erst ab 30 Jahren nach Auffahrung wird die Skalierung einheitlich beibehalten.

Analog zu der stärker ausgeprägten Schädigung in Firste, Sohle und Stoß treten bei Verwendung der neuen Formulierung in diesen Bereichen auch größere Verformungen auf. Die Differenz zwischen den Formulierungen bezogen auf die Gesamtverformung beträgt 2 Jahre nach Auffahrung ca. 5 % (Abbildung 7.10 bzw. D.9). Im Verlauf der Berechnung mit offener Strecke verringert sich dieser Anteil bis auf unter 1 % zum Zeitpunkt 30 Jahre nach Auffahrung (Abbildung 7.11 bzw. D.12), da die Gesamtverformung aufgrund der unterschiedlichen Formulierungen deutlich stärker zunimmt als die Differenz.

Nach Einbau des Damms kommt es aufgrund der stützenden Wirkung des Damms nur noch zu geringen zusätzlichen Verformungen. Die Differenz zwischen den Formulierungen bleibt bis zum Ende der Berechnung auf einem gleichbleibenden Niveau. Im Bereich der offen gehaltenen Strecke nehmen die Verformungen wie erwartet deutlich stärker zu, allerdings ist auch hier keine Vergrößerung des Unterschieds zwischen den Formulierungen zu erkennen.

## 7.6 Vergleichsspannung

Bereits anhand der Ergebnisse der Verformung lässt sich vermuten, dass die Weiterentwicklung nur einen geringen Einfluss auf die Entwicklung der Spannungen um den Hohlraum hat. Die Spannungen sind in Form der von-Mises-Vergleichsspannung in Abbildung 7.12 und 7.13 sowie Abbildung D.17 bis D.24 auf Seite 128 bis 135 dargestellt. Zwischen den Formulierungen sind nur geringe Unterschiede zu erkennen. Durch den Ausbruch des Hohlraums werden deviatorische Spannungen hervorgerufen, welche mit zunehmendem Abstand von der Kontur abnehmen. Im Bereich der offenen Strecke treten aufgrund von Spannungsumlagerungen Entlastungen in Firste und Sohle sowie Spannungskonzentrationen in den Ecken des Querschnitts auf.

Nach Einbau des Damms entspannt sich das Gebirge um den Damm durch Aufkriechen des Salzes. Dies führt zu einer Zunahme der Vergleichsspannung im Damm, insbesondere im Bereich des Übergangs zu freien Strecke, da der Damm auch für den angrenzenden Hohlraum eine stützende Wirkung erzielt. Beim Vergleich der Ergebnisse beider Formulierungen lässt sich lediglich feststellen, dass die größere Schädigung bei der Berechnung mit der neuen Formulierung zu leicht erhöhten Kriechraten führt. Dies bedingt eine schnellere Entspannung des Salzes und damit höhere Spannung im Damm.



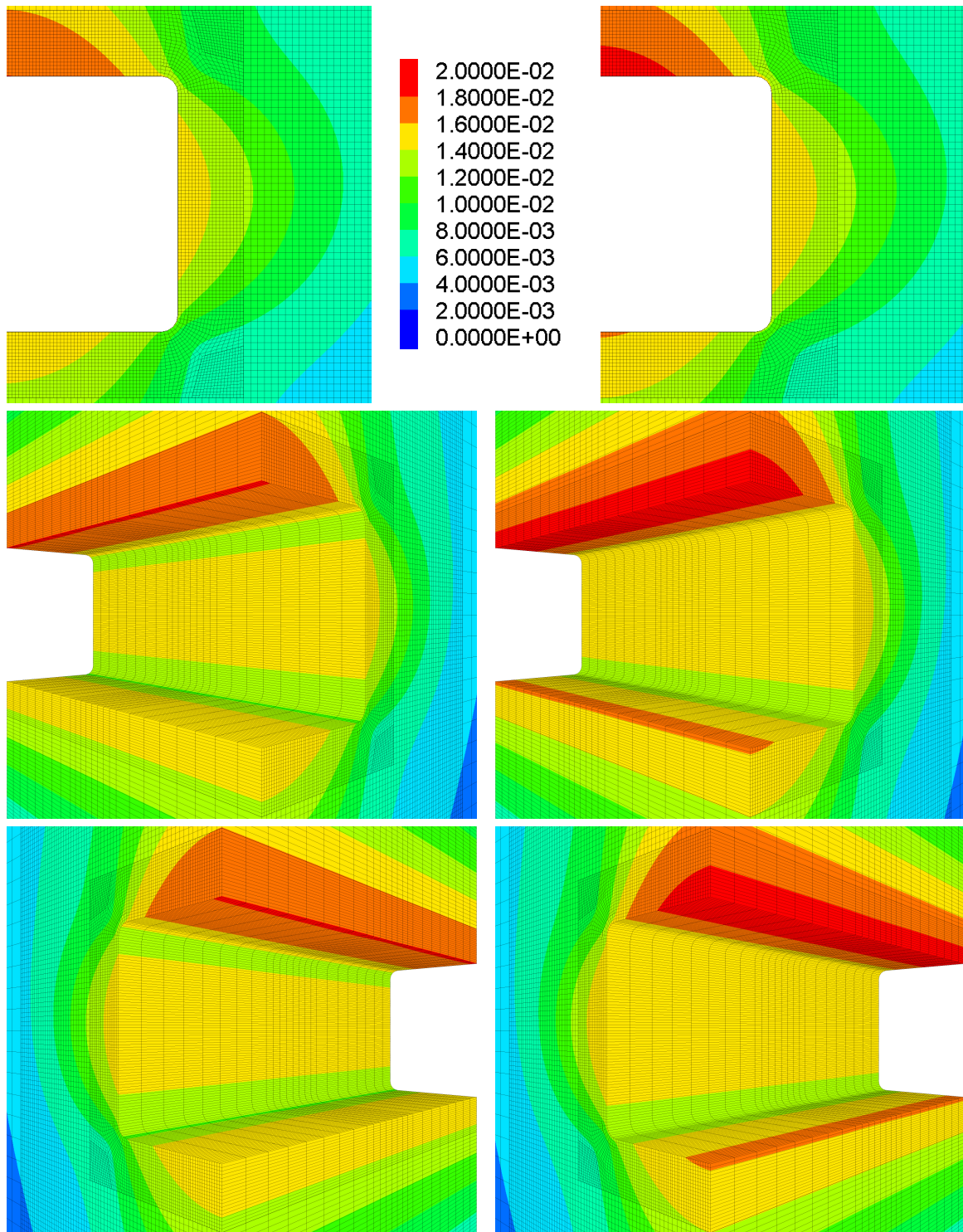


Abbildung 7.10: Betrag der Verformung [m] 2 Jahre nach Auffahrung

Links: vor Weiterentwicklung

Rechts: nach Weiterentwicklung

## 7 Berechnung einer generischen Strecke

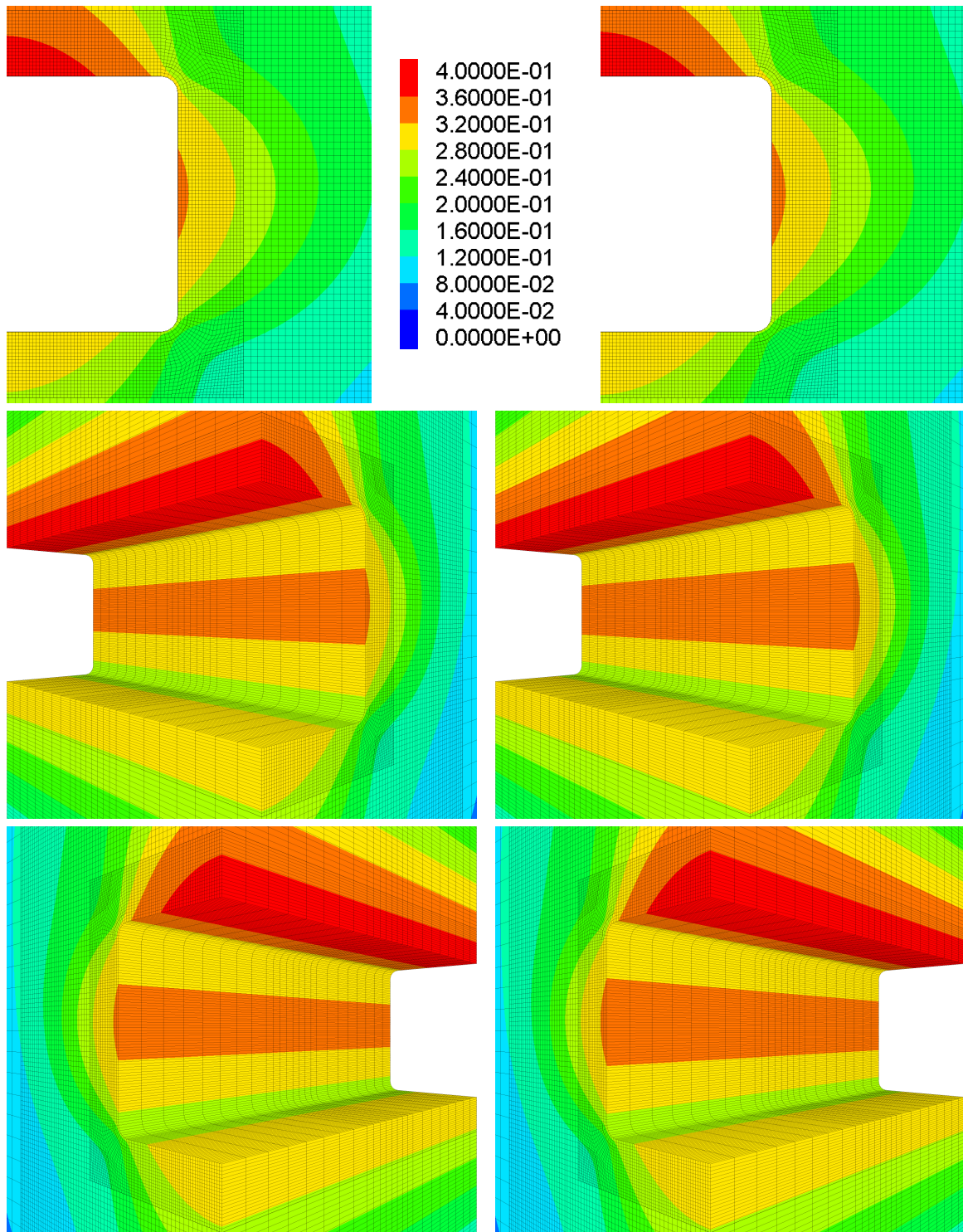


Abbildung 7.11: Betrag der Verformung [m] 30 Jahre nach Auffahrung

Links: vor Weiterentwicklung

Rechts: nach Weiterentwicklung

## 7 Berechnung einer generischen Strecke

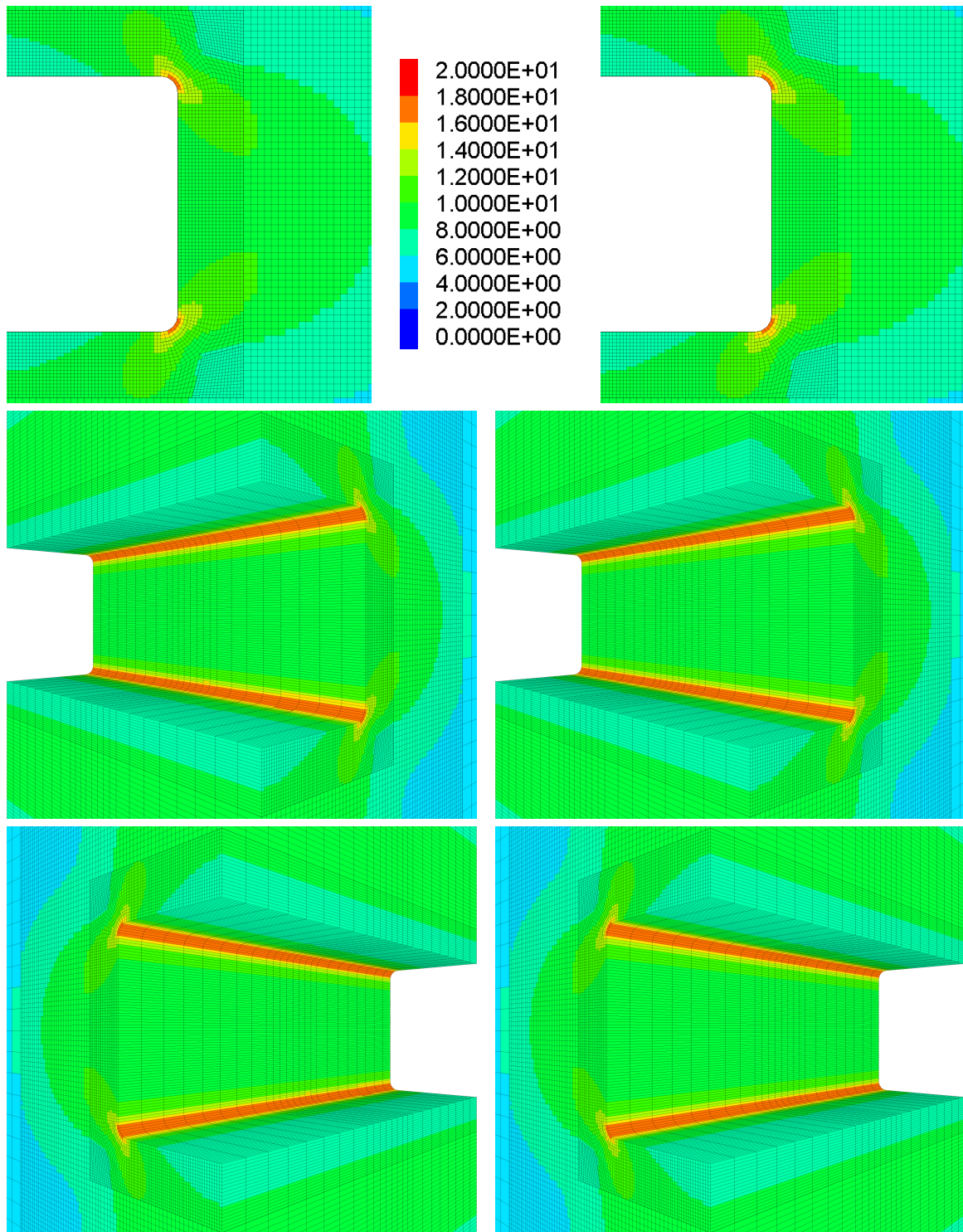


Abbildung 7.12: Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] 30 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung



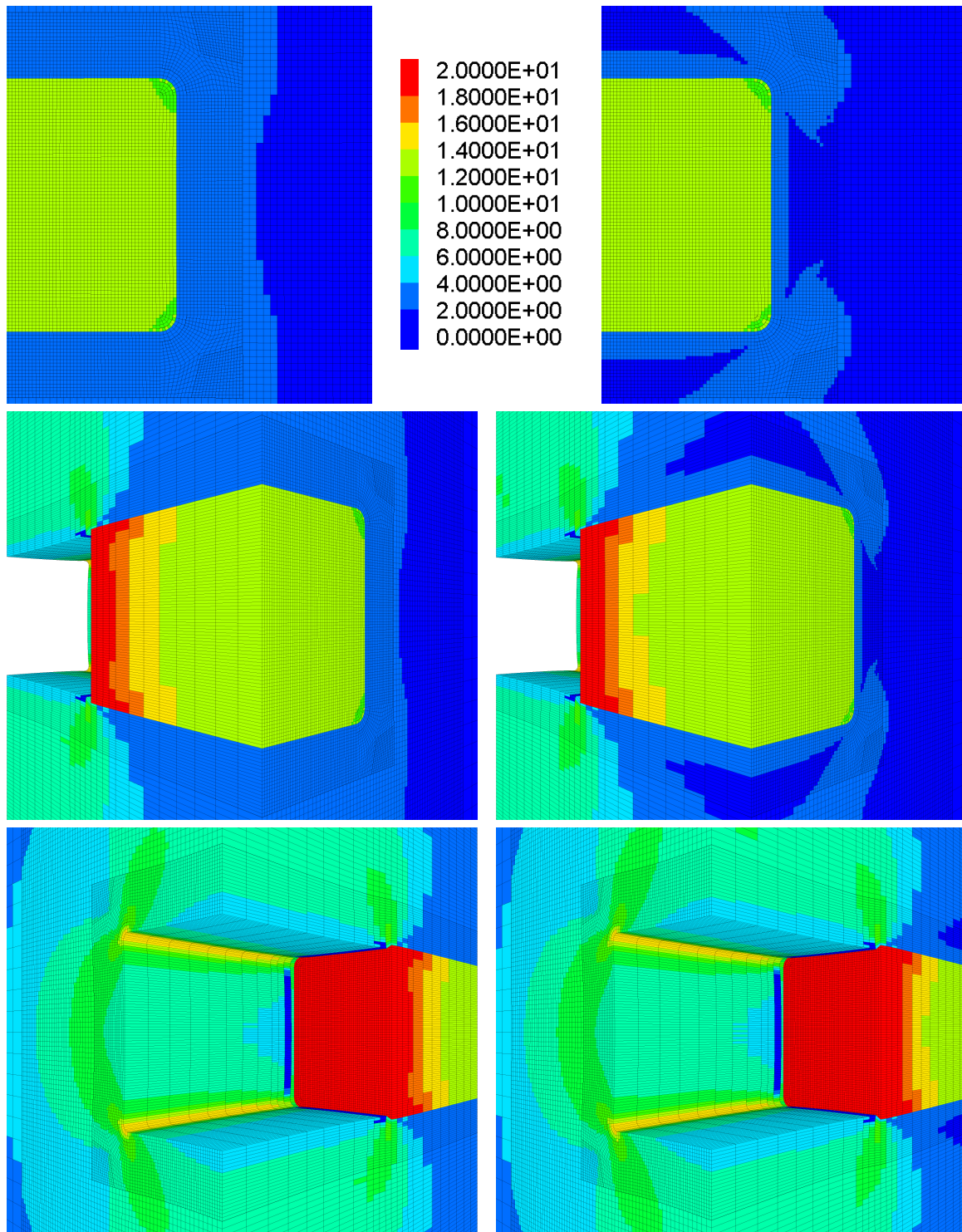


Abbildung 7.13: Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] 30 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung



## 8 Schlussfolgerung und Ausblick

In dieser Arbeit wurde anhand der Ergebnisse von Laborversuchen gezeigt, dass es Phänomene des Verformungsverhaltens von Steinsalz gibt, die von aktuellen Stoffmodellen noch nicht ausreichend abgebildet werden. Die Vernachlässigung der Betrachtung des vollständigen Spannungszustands führt dazu, dass eine alleinige Veränderung des Lode-Winkels unter Beibehaltung der übrigen Invarianten des Spannungstensors nicht den Einfluss hat, der versuchstechnisch ermittelt wurde. So waren bisherige Formulierungen nicht in der Lage, das erneute Einsetzen des transienten Kriechens nach einem Wechsel zwischen Kompression und Extension zu simulieren.

Außerdem konnte festgestellt werden, dass sowohl die Dilatanz- als auch die Bruchfestigkeit bei Extensionsbelastung deutlich unterhalb der Festigkeit bei Kompressionsbelastung liegt. Da die für numerische Berechnungen benötigten Materialkennwerte üblicherweise anhand von Laborversuchen unter Kompressionsbedingungen ermittelt werden, muss hier von einer Überschätzung der Festigkeit und damit Betrachtung auf unsicherer Seite liegend ausgegangen werden.

Zur Verbesserung der realitätsnahen Abbildung des Materialverhaltens wurde in dieser Arbeit ein Ansatz eingeführt, der das primäre und tertiäre Kriechen im Stoffmodell *TUBSalt* modifiziert. Mit Hilfe dieses Ansatzes wird die primäre Verfestigung, die maßgeblich für den Verlauf des primären Kriechens verantwortlich ist, in Abhängigkeit vom Lode-Winkel in jeweils einen Anteil aus Extension, Schub und Kompression unterteilt. Dadurch wird das Einsetzen einer erneuten Verfestigung beim Wechsel der Spannungsgeometrie ermöglicht.

Zusätzlich wurde die Fließfunktion des tertiären Kriechens um den Einfluss des Lode-Winkels erweitert, um eine Abhängigkeit von der Spannungsgeometrie zu berücksichtigen. Da die bisherige Formulierung der Dilatanzgrenze anhand von Laborversuchen unter Kompressionsbedingungen entwickelt wurde, wurde für diesen Zustand keine Änderung vorgenommen. Stattdessen sinkt die Dilatanzgrenze auf bis zu 65 % der ursprünglichen Formulierung, wenn sich die Spannungsgeometrie in Richtung Extension verschiebt.

Zur Bestätigung des Ansatzes ist die Durchführung weiterer Laborversuche mit systematisierter Variation von Spannung und Temperatur bei fest definierter Spannungsgeometrie sinnvoll. Insbesondere Kriechversuche unter reiner Schubbeanspruchung, mithilfe derer der neu eingeführte Parameter der Schubverfestigung verifiziert werden könnte, wurden bisher nicht durchgeführt. Versuche unter Schubbeanspruchung können nur echt triaxial umgesetzt werden und benötigen daher eine spezielle Versuchstechnik. Weiterentwicklungen auf diesem Gebiet sind wünschenswert, um echt triaxiale Versuche wirtschaftlich und mit ausreichender Genauigkeit durchführen zu können.

Unter Anwendung des neuen Ansatzes wird die Qualität der Berechnung verbessert,

so dass die zugrunde liegenden Laborversuche realitätsnäher simuliert werden können. Anhand der Ergebnisse der Berechnung einer generischen Strecke mit Dammbauwerk wird deutlich, dass die neue Formulierung von *TUBS*salt einen großen Einfluss auf die Ausdehnung der Schädigung hat. Auch bei den Verformungen ist eine Abhängigkeit von der Formulierung erkennbar. Die Unterschiede in den Beträgen der Verformung sind allerdings nur gering, weshalb von der bereits zur Anwendung kommenden Bewertung der Ausdehnung einer ALZ mithilfe gemessener Hohlraumkonvergenzen abgeraten wird. Der Zusammenhang zwischen Schädigung des Steinsalzes im Nahbereich des Hohlraums und dem Konvergenzverhalten von Hohlräumen sollte mittels In-situ-Versuchen noch weiter untersucht werden.

Neben einer Berechnung der Auflockerungszone für eine eventuelle Tiefenlagerung im Steinsalz sollte weiterhin überprüft werden, ob durch die bessere Abbildung der Wechsel in der Spannungsgeometrie Auswirkungen auf andere Anwendungsgebiete unter Tage gegeben sind. So ist bspw. im Bereich von Speicherkavernen je nach Art der Nutzung bei zyklischer Belastung durch Befüllen und Entleeren der Kaverne mit einem Wechsel der Spannungsgeometrie zu rechnen. Die bereits vorhandenen thermisch-mechanischen Formulierungen sollten daher zur Verbesserung der numerischen Analyse mit dem neu entwickelten Ansatz gekoppelt werden.

# A Literatur

- Brace, W. F. (1964). „Brittle Fracture of Rocks“. In: *State of Stress in the Earth's Crust. Proceedings of the International Conference*. Hrsg. von W. R. Judd. New York: American Elsevier Publishing Company, Inc., S. 111–180.
- Bräuer, V., R. Eickemeier, D. Eisenburger, C. Grisseman, J. Hesser, S. Heusermann, T. Kaiser, H.-K. Nipp, T. Nowak, I. Plischke, H. Schnier, O. Schulze, J. Sönnke und J. R. Weber (2012). „Standordbeschreibung Gorleben Teil 4 – Geotechnische Erkundung des Salzstocks Gorleben“. *Geologisches Jahrbuch, Reihe C, Heft 74*. Hannover: Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe und Landesamt für Bergbau, Energie und Geologie.
- Cristescu, N. D. und U. Hunsche (1998). *Time Effects in Rock Mechanics*. Chichester: John Wiley & Sons.
- Döring, T. und J. R. Kiehl (1996). „Das primäre, sekundäre und tertiäre Kriechen von Steinsalz – ein dreidimensionales rheologisches Stoffgesetz“. In: *Geotechnik* 19 (3), S. 194–199.
- Eberth, S. (2007). „Modellansätze zum Verheilungsverhalten von Steinsalz und ihre Anwendung auf Querschnittsabdichtungen im Salinargebirge“. Dissertation. Clausthal: Technische Universität Clausthal, Fakultät für Energie- und Wirtschaftswissenschaften.
- Frost, H. J. und M. F. Ashby (1982). *Deformation-Mechanism Maps, The Plasticity and Creep of Metals and Ceramics*. URL: <http://www.engineering.dartmouth.edu/defmech/>.
- Gährken, A., C. Missal und J. Stahlmann (2015). „A thermal-mechanical constitutive model to describe deformation, damage and healing of rock salt“. In: *The Mechanical Behavior of Salt VIII. Proceedings of the 8th Conference*. Hrsg. von L. Roberts, K. Mellegard und F. Hansen. London: Taylor & Francis Group (Balkema), S. 331–338.
- Glabisch, U. (1997). „Stoffmodell für Grenzzustände im Salzgestein und zur Berechnung von Gebirgshohlräumen“. Dissertation. Braunschweig: Technische Universität Braunschweig, Institut für Statik.
- Gould, P. L. (1994). *Introduction to Linear Elasticity*. New York: Springer.
- Gräsle, W. (15. Dez. 2016). *Diagramm aus Paper von Udo Hunsche*. E-Mail.
- Gross, D., W. Hauger, J. Schröder und W. A. Wall (2016). *Technische Mechanik 1. Statik*. Berlin, Heidelberg: Springer.
- Gross, D., W. Hauger und P. Wriggers (2011). *Technische Mechanik 4. Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden*. Berlin, Heidelberg: Springer.
- Günther, R.-M. (2009). „Erweiterter Dehnungs-Verfestigungs-Ansatz. Phänomenologisches Stoffmodell für duktile Salzgesteine zur Beschreibung primären, sekundären und tertiären Kriechens“. Dissertation. Freiberg: Technische Universität Bergakademie Freiberg, Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau.

- Günther, R.-M., C. Lüdeling, T. Popp, D. Naumann, M. Wiedemann, D. Weise, W. Minkley und K. Salzer (2016). „Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz. Abschließender Einzelbericht Teilvorhaben 2, Förderkennzeichen 02E10830“. Leipzig: Institut für Gebirgsmechanik GmbH.
- Hampel, A. (2016). „Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz. Ergebnisbericht zum Teilvorhaben 1, Förderkennzeichen 02E10810“.
- Hampel, A., K. Herchen, K.-H. Lux, R.-M. Günther, K. Salzer, W. Minkley, A. Pudewills, S. Yildirim, R. Rokahr, C. Missal, A. Gährken und J. Stahlmann (2016). „Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz. Synthesebericht“.
- Heemann, U. und S. Heusermann (2004). „Theoretical and experimental investigation on stresses and permeability in the BAMBUS project“. In: *Disposal technologies and concepts 2004. DisTec2004, International Conference on Radioactive Waste Disposal, April 26-28, 2004, Berlin, Germany*. Bundesamt für Strahlenschutz, Deutsche Gesellschaft zum Bau und Betrieb von Endlagern für Abfallstoffe mbH und Kontec, Gesellschaft für Technische Kommunikation mbH.
- Hente, J. F. (2017). „Numerische Untersuchungen zum Einfluss des Streckenquerschnitts auf die Verheilung der Auflockerungszone“. Masterarbeit. Braunschweig: Technische Universität Braunschweig, Institut für Grundbau und Bodenmechanik.
- Herchen, K., U. Düsterloh und K.-H. Lux (2016). „Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz“. Einzelbericht zum BMWi-Forschungsvorhaben mit dem Förderkennzeichen 02E10820. Clausthal-Zellerfeld: Technische Universität Clausthal, Lehrstuhl für Deponietechnik und Geomechanik.
- Heusermann, S., R. Eickemeier und S. Fahland (2015). „Thermomechanical analysis of a fictive HLW repository in the Gorleben salt dome“. In: *The Mechanical Behavior of Salt VIII. Proceedings of the 8th Conference*. Hrsg. von L. Roberts, K. Mellegard und F. Hansen. London: Taylor & Francis Group (Balkema).
- Heusermann, S., S. Fahland und R. Eickemeier (2017). „Geomechanical stability and integrity of nuclear waste disposal mines in salt structures“. In: *Rock Mechanics and Engineering. Volume 3: Analysis, Modelling and Design*. Hrsg. von X.-T. Feng. CRC Press, Taylor & Francis Group, S. 513–547.
- Heusermann, S., K.-H. Lux und R. Rokahr (1982). „Entwicklung mathematisch-mechanischer Modelle zur Beschreibung des Stoffverhaltens von Salzgestein in Abhängigkeit von der Zeit und der Temperatur auf der Grundlage von Laborversuchen mit begleitenden kontinuumsmechanischen Berechnungen nach der Methode der finiten Elemente“. Forschungsbericht ET 2011 A. Hannover: Universität Hannover, Lehrgebiet für Unterirdisches Bauen.

- Hou, Z. (1997). „Untersuchungen zum Nachweis der Standsicherheit für Untertagedepo-  
nien im Salzgebirge“. Clausthal: Technische Universität Clausthal, Institut für Aufbe-  
reitung und Deponietechnik, Professur für Deponietechnik und Geomechanik.
- Hunsche, U. (1984). „Fracture experiments on cubic rock salt samples“. In: *The Mechanical  
Behaviour of Salt – Proceedings of the First Conference*. Hrsg. von H. R. Hardy Jr. Clausthal-  
Zellerfeld: Trans Tech Publications, S. 169–179.
- Hunsche, U. (1992). „True Triaxial Failure Tests on Cubic Rock Salt Samples. Experimental  
Methods and Results“. In: *Finite Inelastic Deformations – Theory and Applications. IUTAM  
Symposium Hannover/Germany 1991*. Hrsg. von D. Besdo und E. Stein. Berlin, Heidelberg:  
Springer, S. 525–536.
- Hunsche, U. und H. Albrecht (1990). „Results of true triaxial strength tests on rock salt“.  
In: *Engineering Fracture Mechanics* 35 (4/5), S. 867–877.
- Hunsche, U. und A. Hampel (1999). „Rock salt – the mechanical properties of the host rock  
material for a radioactive waste repository“. In: *Engineering geology* 52 (3-4), S. 271–291.
- Hunsche, U. und O. Schulze (1994). „Das Kriechverhalten von Steinsalz“. In: *Kali und  
Steinsalz* 11 (8/9), S. 238–255.
- Hunsche, U. und O. Schulze (2003). „The dilatancy concept - A basis for the modelling  
of coupled THM processes in rock salt“. In: *Proc. European Commission CLUSTER Con-  
ference on the Impact of EDZ on the Performance of Radioactive Waste Geological Repositories*,  
(Luxembourg).
- Issler, L., H. Ruoff und P. Häfele (2006). *Festigkeitslehre – Grundlagen*. Berlin, Heidelberg:  
Springer.
- Kiehl, J. R., T. Döring und C. Erichsen (1998). „Ein räumliches Stoffgesetz für Steinsalz  
unter Berücksichtigung von primärem, sekundärem und tertiärem Kriechen, Dilatanz,  
Kriech- und Zugbruch sowie Nachbruchverhalten“. In: *Geotechnik* 21 (3), S. 254–258.
- Kienzler, R. und R. Schröder (2009). *Einführung in die Höhere Festigkeitslehre*. Berlin, Hei-  
delberg: Springer.
- Kupfer, H. (1973). „Das Verhalten des Betons unter mehrachsiger Kurzzeitbelastung un-  
ter besonderer Berücksichtigung der zweiachsigen Beanspruchung“. In: *Deutscher Aus-  
schuss für Stahlbeton* 229.
- Kupfer, H., H. K. Hilsdorf und H. Rusch (1969). „Behavior of Concrete Under Biaxial  
Stresses“. In: *ACI Journal* 66, S. 656–666.
- Langer, M. (1984). „Hohlraumbau im Salzgebirge, Überblick über den Stand der Wis-  
senschaft und der Technik – Teil A: Geologische und mechanische Grundlagen“. In:  
*Taschenbuch für den Tunnelbau 1985*. Essen: Glückauf GmbH, S. 237–300.
- Lux, K.-H. (1984). *Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrungen im Salzkavernenbau. Ein  
Beitrag zur Entwicklung von Prognosemodellen für den Hohlraumbau im duktilen Salzgebirge*.  
Stuttgart: Ferdinand Enke Verlag.
- Mellegard, K. D., K. L. DeVries und G. D. Callahan (2005). „Lode Angle Effects on the  
Deformational Properties of Natural Rock Salt“. In: *40th US Rock Mechanics Symposion.  
Rock Mechanics for Energy, Mineral and Infrastructure Development in the Northern Regions*.  
American Rock Mechanics Association.

- Mellegard, K. D., K. L. DeVries und G. D. Callahan (2007). „Lode angle effects on the creep of salt“. In: *Mechanical Behavior of Salt. Understanding of THMC Processes in Salt*. Hrsg. von M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley und H. R. Hardy Jr. London: Taylor & Francis Group (Balkema).
- Meschede, M. (2015). *Geologie Deutschlands. Ein prozessorientierter Ansatz*. Berlin, Heidelberg: Springer.
- Missal, C., A. Gährken und J. Stahlmann (2016a). „Ein thermisch-mechanisches Stoffmodell für Steinsalz mit Berücksichtigung von Schädigung, Bruch und Verheilung“. In: *Geotechnik* 39 (1), S. 2–17.
- Missal, C., A. Gährken und J. Stahlmann (2016b). „Verbundprojekt: Vergleich aktueller Stoffgesetze und Vorgehensweisen anhand von Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz. Endbericht des Teilvorhabens, Förderkennzeichen 02E10860“. Braunschweig: Technische Universität Braunschweig, Institut für Grundbau und Bodenmechanik.
- National Institute of Standards and Technology, U.S. Department of Commerce (2017). *The NIST Reference of Constants, Units, and Uncertainty*. URL: <http://physics.nist.gov/cgi-bin/cuu/Value?r> (besucht am 27.01.2017).
- Okrusch, M. und S. Matthes (2014). *Mineralogie. Eine Einführung in die spezielle Mineralogie, Petrologie und Lagerstättenkunde*. Berlin, Heidelberg: Springer.
- Popp, T., H. Kern und O. Schulze (2001). „Evolution of dilatancy and permeability in rock salt during hydrostatic compaction and triaxial deformation“. In: *Journal of Geophysical Research: Solid Earth* 106 (B3), S. 4061–4078.
- Pudewills, A. (2016). „Verbundprojekt: Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz. Ergebnisbericht zum Teilprojekt 3, Förderkennzeichen 02E10840“. Karlsruhe: Karlsruher Institut für Technologie.
- Schauer, M. M. (2015). „Ein effizienter gekoppelter FEM-SBFEM Ansatz zur Analyse von Boden-Bauwerk-Interaktion im Zeitbereich“. Dissertation. Braunschweig: Technische Universität Braunschweig, Institut für Statik.
- Schulze, O. (2007). „Investigations on damage and healing of rock salt“. In: *Mechanical Behavior of Salt. Understanding of THMC Processes in Salt*. Hrsg. von M. Wallner, K.-H. Lux, W. Minkley und H. R. Hardy Jr. London: Taylor & Francis Group (Balkema), S. 33–43.
- Schweiger, H. F. (1995). „Ein Beitrag zur Anwendung der Finite-Elemente-Methode in der Geotechnik“. Habilitationsschrift. Graz: Technische Universität Graz, Institut für Grundbau und Bodenmechanik.
- Stahlmann, J., C. Missal und A. Gährken (2015). „Interaktionen zwischen Abdichtungsbauwerk und Wirtsgestein im Steinsalz“. In: *Bautechnik* 92 (5), S. 370–376.
- Terzaghi, K. und R. Jelinek (1954). *Theoretische Bodenmechanik*. Berlin, Göttingen, Heidelberg: Springer.
- Vittinghoff, T. (2002). „Analyse des Langzeitverhaltens einer Spundwandkonstruktion in einem überkonsolidierten Ton“. Dissertation. Braunschweig: Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Fachbereich Bauingenieurwesen.



- Wittke, W. (1984). *Felsmechanik. Grundlagen für wirtschaftliches Bauen im Fels*. Unter Mitarb. von S. Sempich und B. Plischke. Berlin, Heidelberg: Springer.
- Wolters, R. (2014). „Thermisch-hydraulisch-mechanisch gekoppelte Analysen zum Tragverhalten von Kavernen im Salinargebirge vor dem Hintergrund der Energieträgerspeicherung und der Abfallentsorgung. Ein Beitrag zur Analyse von Gefügeschädigungsprozessen und Abdichtungsfunktion des Salinargebirges im Umfeld untertägiger Hohlräume“. Dissertation. Clausthal: Technische Universität Clausthal, Fakultät für Energie- und Wirtschaftswissenschaften.
- Yildirim, S., R. B. Rokahr und K. Staudtmeister (2016). „Verbundprojekt: Modellberechnungen zum thermo-mechanischen Verhalten und zur Verheilung von Steinsalz. Einzelbericht zum Teilvorhaben 4, Förderkennzeichen 02E10850“. Hannover: Leibniz Universität Hannover, Institut für Geotechnik, Abteilung für Unterirdisches Bauen.



## **B Versuchs- und Berechnungsdiagramme**

## B.1 Ergänzung zu Abschnitt 5.2.2

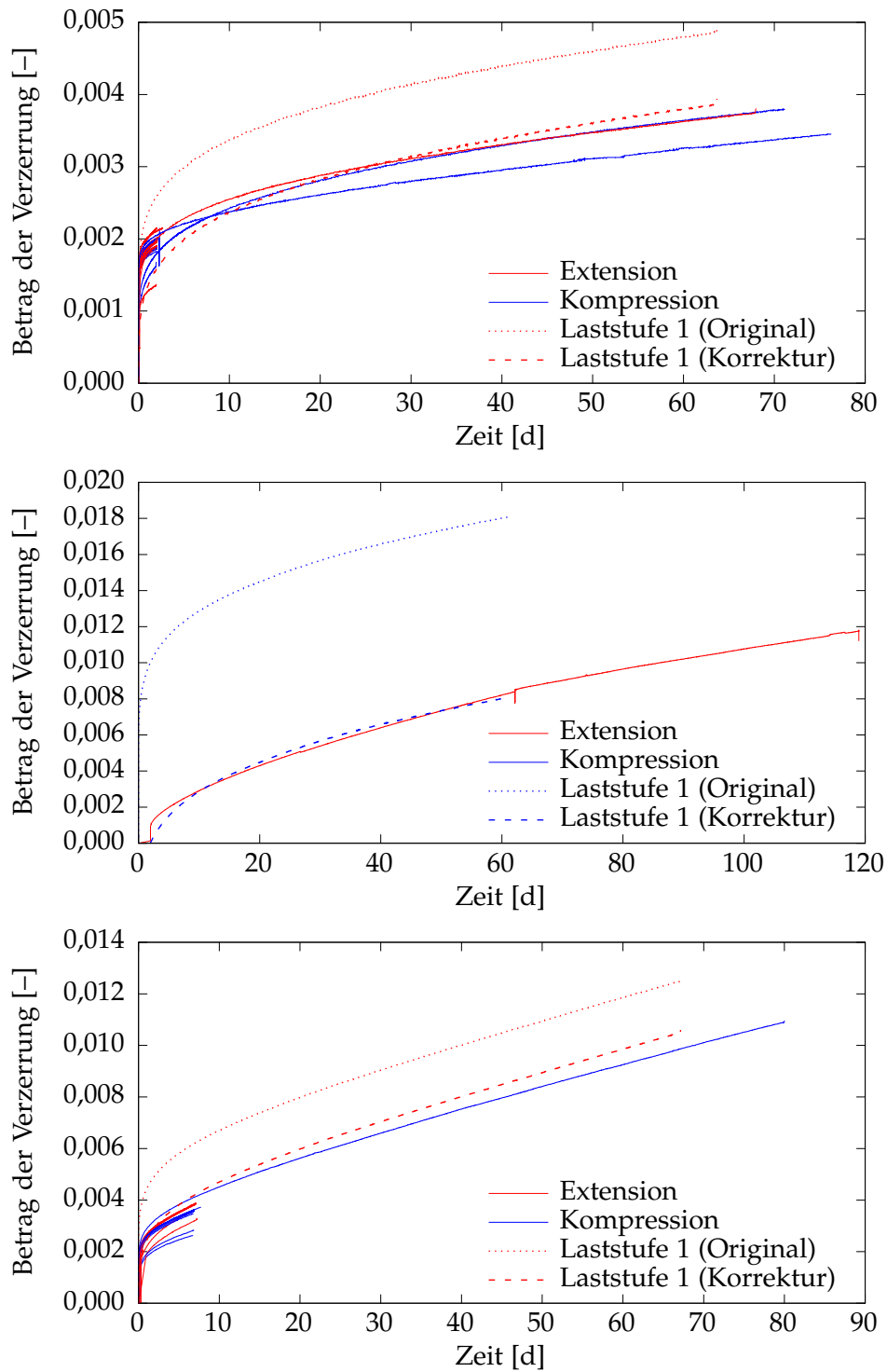


Abbildung B.1: Betrag der Verzerrung der einzelnen Laststufen in den Versuchen BAL1/48/4 (oben), BAL1/125/1 (mitte) und BAL1/179/1 (unten)

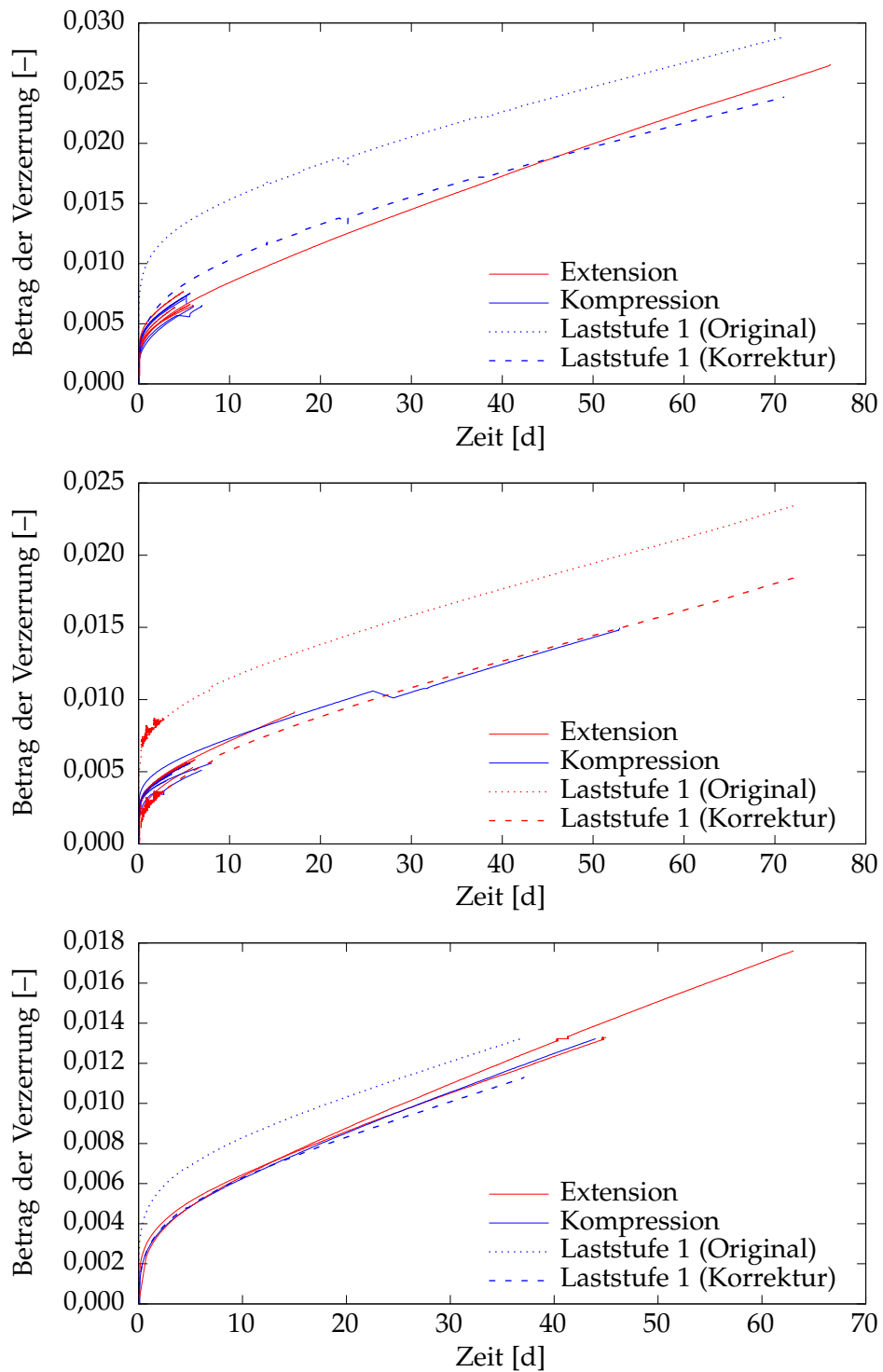


Abbildung B.2: Betrag der Verzerrung der einzelnen Laststufen in den Versuchen BAL1/179/2 (oben), BAL1/179/4 (mitte) und BAL1/180/2 (unten)

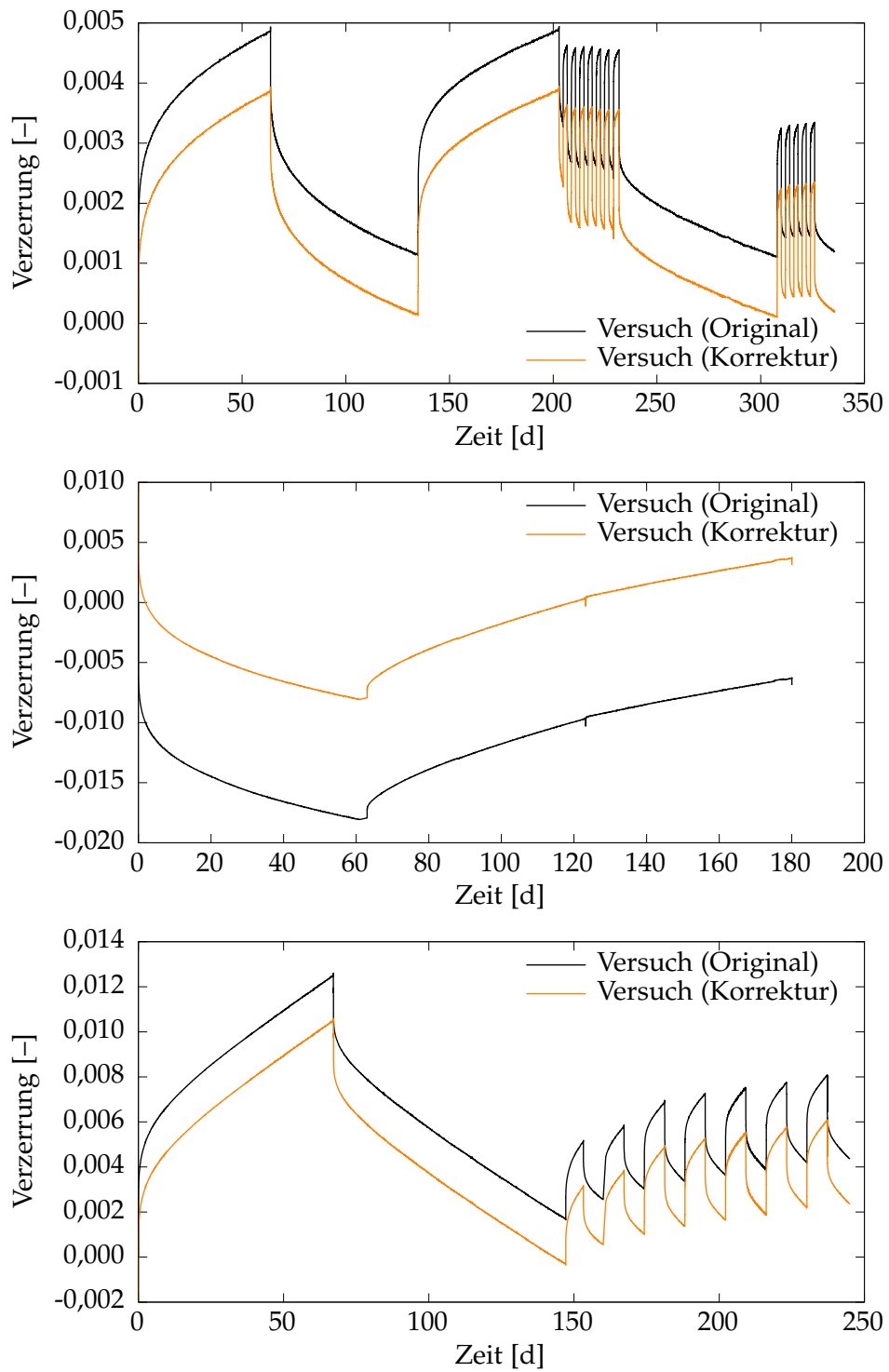


Abbildung B.3: Verzerrung vor und nach Korrektur in den Versuchen BAL1/48/4 (oben), BAL1/125/1 (mitte) und BAL1/179/1 (unten)

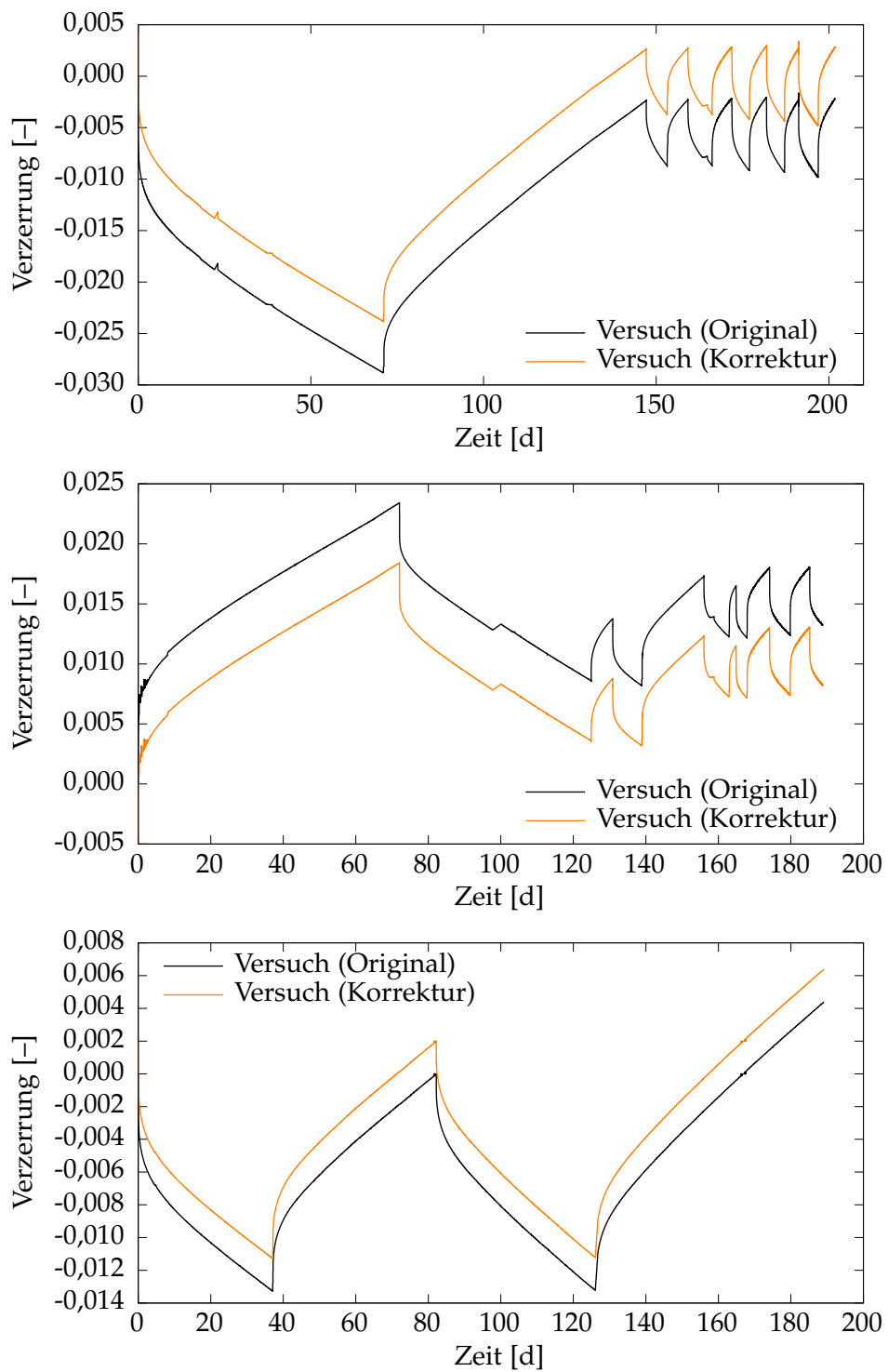


Abbildung B.4: Verzerrung vor und nach Korrektur in den Versuchen BAL1/179/2 (oben), BAL1/179/4 (mitte) und BAL1/180/2 (unten)

## B.2 Ergänzung zu Abschnitt 6.2

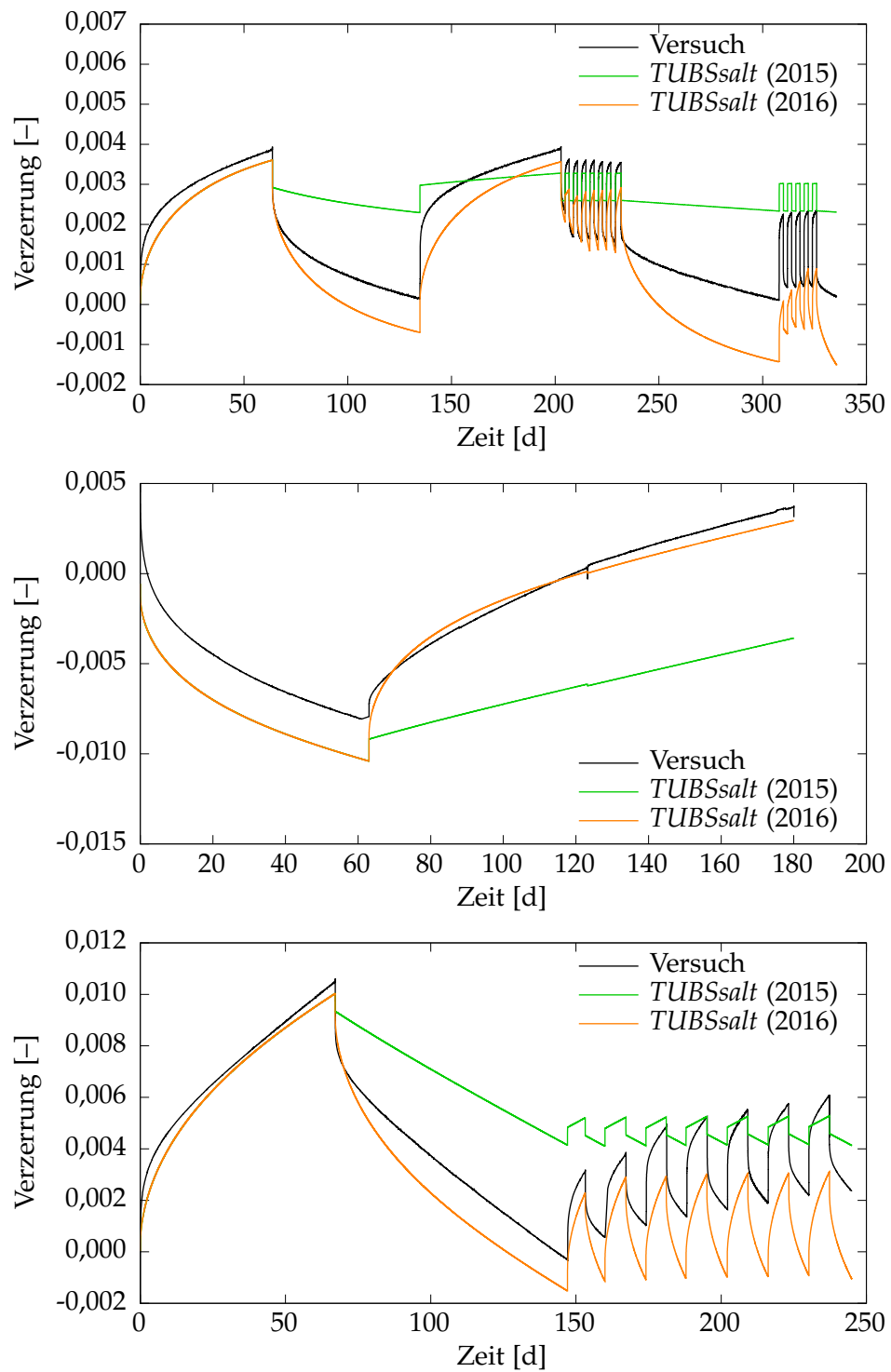


Abbildung B.5: Versuchsdaten und Berechnung der Versuche BAL1/48/4 (oben), BAL1/125/1 (mitte) und BAL1/179/1 (unten) zum Zwischenstand



## B Versuchs- und Berechnungsdiagramme

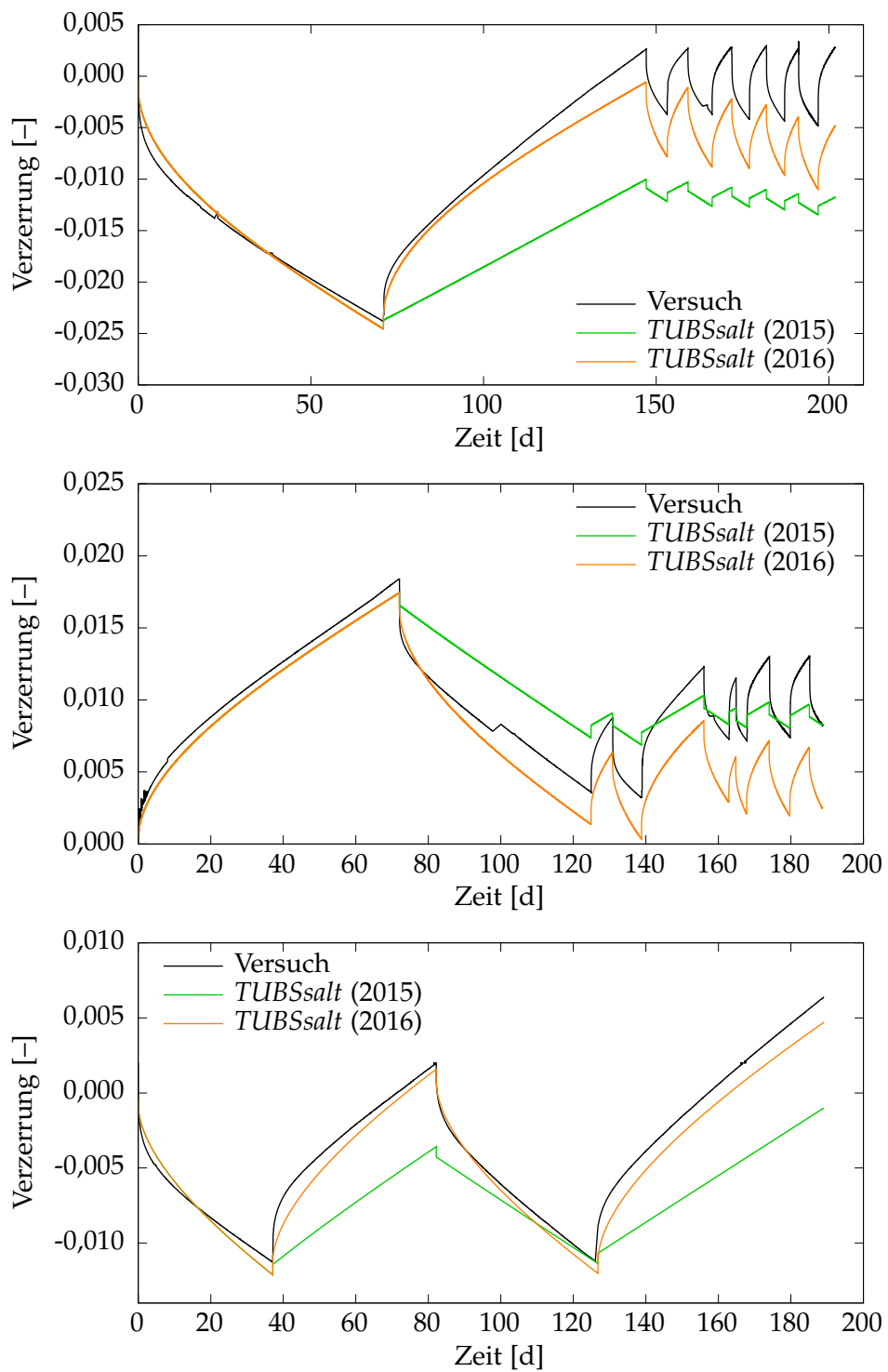


Abbildung B.6: Versuchsdaten und Berechnung der Versuche BAL1/179/2 (oben), BAL1/179/4 (mitte) und BAL1/180/2 (unten) zum Zwischenstand

### B.3 Ergänzung zu Abschnitt 6.3

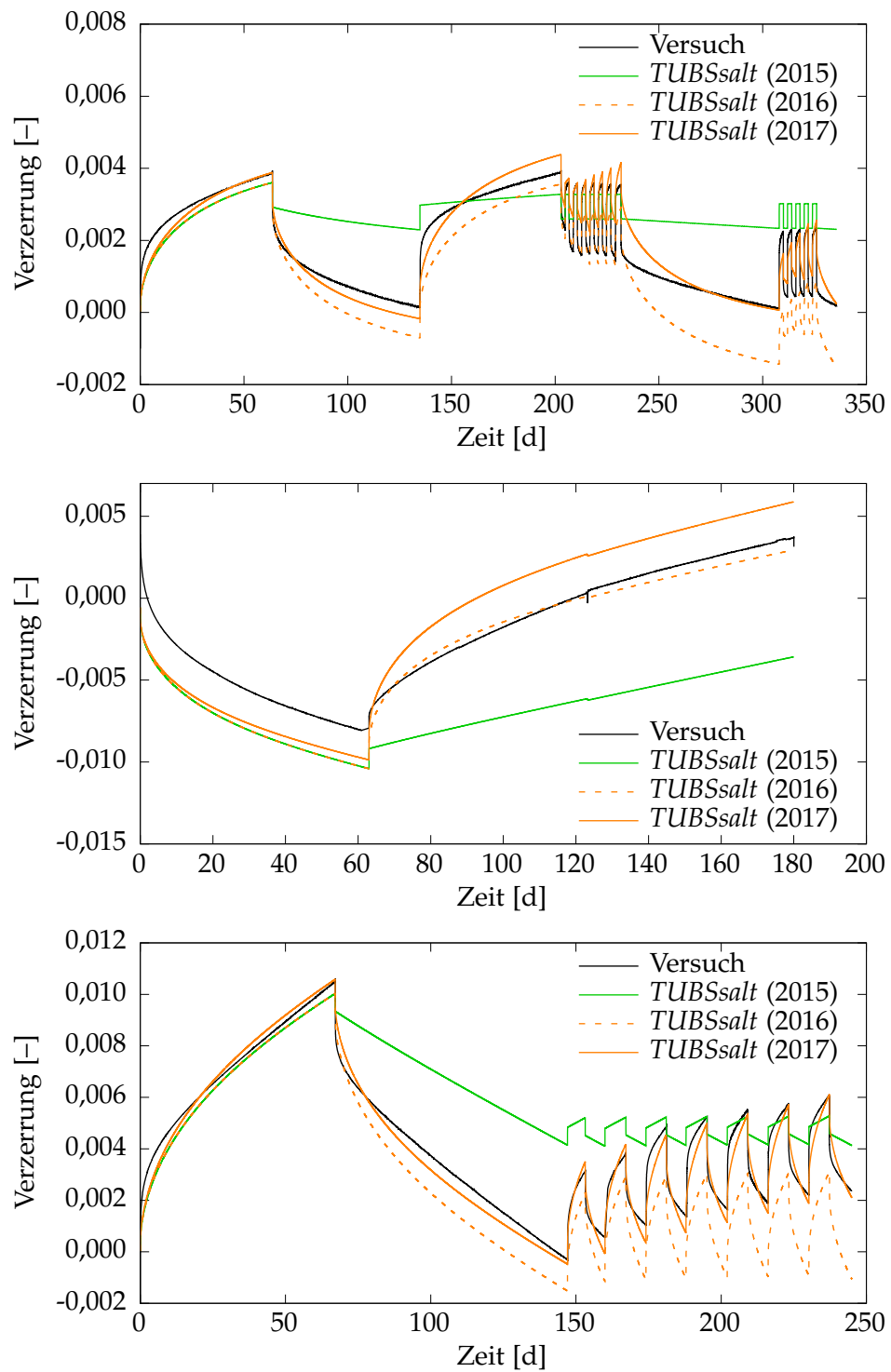


Abbildung B.7: Versuchsdaten und Berechnung der Versuche BAL1/48/4 (oben), BAL1/125/1 (mitte) und BAL1/179/1 (unten) nach Weiterentwicklung

## B Versuchs- und Berechnungsdiagramme

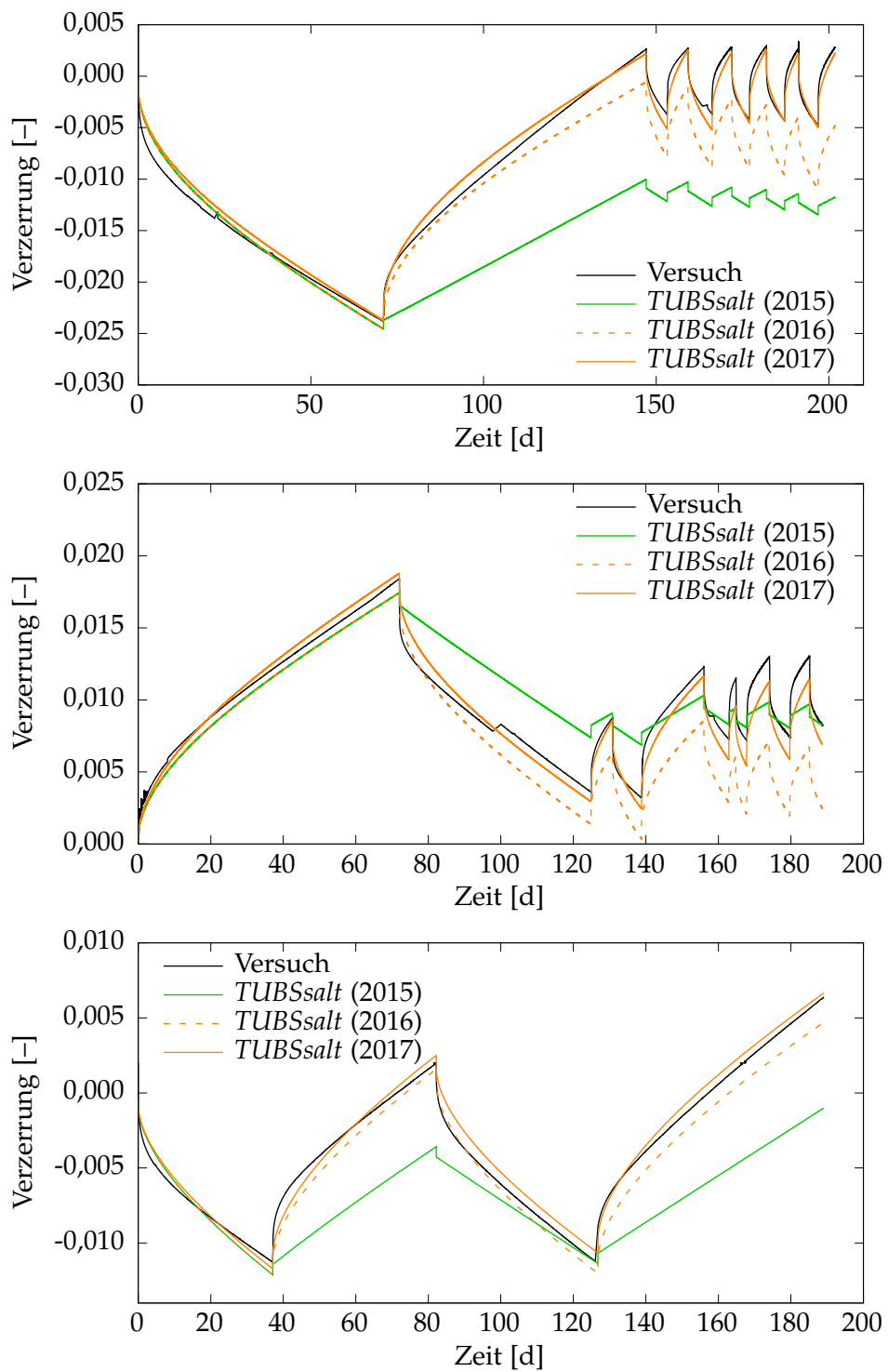


Abbildung B.8: Versuchsdaten und Berechnung der Versuche BAL1/179/2 (oben), BAL1/179/4 (mitte) und BAL1/180/2 (unten) nach Weiterentwicklung



## C Formeln

### C.1 Ergänzung zu Abschnitt 3.3

Die erste Vereinfachung der allgemeinen Formulierung der Steifigkeitsmatrix ergibt eine Symmetrie bezogen auf eine Ebene, d.h. die Richtung einer Achse kann umgekehrt werden. Damit lässt sich Gleichung (3.31) ebenfalls nach (Gould, 1994) zu Gleichung (C.1) mit 13 unabhängigen Konstanten vereinfachen. Dieses Materialverhalten wird als monokline Anisotropie bezeichnet.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{1111} & E_{1122} & E_{1133} & 0 & E_{1123} & 0 \\ & E_{2222} & E_{2233} & 0 & E_{2223} & 0 \\ & & E_{3333} & 0 & E_{3323} & 0 \\ & & & E_{1212} & 0 & E_{1231} \\ & & & & E_{2323} & 0 \\ \text{(sym.)} & & & & & E_{3131} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ \epsilon_{12} \\ \epsilon_{23} \\ \epsilon_{31} \end{Bmatrix} \quad (\text{C.1})$$

Für rhombische Anisotropie oder Orthotropie wird eine zweite Symmetrieebene eingeführt. Dadurch reduziert sich die Anzahl der Konstanten auf 9 (Gleichung (C.2)).

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{1111} & E_{1122} & E_{1133} & 0 & 0 & 0 \\ & E_{2222} & E_{2233} & 0 & 0 & 0 \\ & & E_{3333} & 0 & 0 & 0 \\ & & & E_{1212} & 0 & 0 \\ & & & & E_{2323} & 0 \\ \text{(sym.)} & & & & & E_{3131} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ \epsilon_{12} \\ \epsilon_{23} \\ \epsilon_{31} \end{Bmatrix} \quad (\text{C.2})$$

### C.2 Ergänzung zu Abschnitt 6.1

Aus Gleichung (3.11) und (3.13) folgt für die von-Mises-Vergleichsspannung:

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{eq}} &= \sqrt{3 \cdot J_2(\sigma)} \\ &= \sqrt{3 \cdot \left( \frac{1}{6} \cdot [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] + \sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2 \right)} \\ &= \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [\sigma_x^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y + \sigma_y^2 + \sigma_y^2 - \sigma_y \cdot \sigma_z + \sigma_z^2 + \sigma_z^2 - \sigma_z \cdot \sigma_x + \sigma_x^2]} \\ &\quad + 3 \cdot (\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2) \end{aligned}$$

$$= \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y - \sigma_y \cdot \sigma_z - \sigma_z \cdot \sigma_x + 3 \cdot (\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2)} \quad (C.3)$$

Für die zweite deviatorische Invariante der Spannungsableitung folgt aus Gleichung (3.11) und (5.21) mit Gleichung (C.3):

$$\begin{aligned} J_2 \left( \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \sigma} \right) &= J_2 \begin{pmatrix} \frac{2 \cdot \sigma_x - \sigma_y - \sigma_z}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{2 \cdot \sigma_y - \sigma_z - \sigma_x}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{2 \cdot \sigma_z - \sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{xy}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{yz}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \\ \frac{3 \cdot \sigma_{zx}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \end{pmatrix} \\ &= \frac{1}{6} \cdot \left[ \left( \frac{2 \cdot \sigma_x - \sigma_y - \sigma_z}{2 \cdot \sigma_{eq}} - \frac{2 \cdot \sigma_y - \sigma_z - \sigma_x}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 \right. \\ &\quad + \left( \frac{2 \cdot \sigma_y - \sigma_z - \sigma_x}{2 \cdot \sigma_{eq}} - \frac{2 \cdot \sigma_z - \sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 \\ &\quad + \left. \left( \frac{2 \cdot \sigma_z - \sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \sigma_{eq}} - \frac{2 \cdot \sigma_x - \sigma_y - \sigma_z}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 \right] \\ &\quad + \left( \frac{3 \cdot \sigma_{xy}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 + \left( \frac{3 \cdot \sigma_{yz}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 + \left( \frac{3 \cdot \sigma_{zx}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 \\ &= \frac{1}{6} \cdot \left[ \left( \frac{3 \cdot \sigma_x - 3 \cdot \sigma_y}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 + \left( \frac{3 \cdot \sigma_y - 3 \cdot \sigma_z}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 + \left( \frac{3 \cdot \sigma_z - 3 \cdot \sigma_x}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 \right] \\ &\quad + \left( \frac{3 \cdot \sigma_{xy}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 + \left( \frac{3 \cdot \sigma_{yz}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 + \left( \frac{3 \cdot \sigma_{zx}}{2 \cdot \sigma_{eq}} \right)^2 \\ &= \frac{1}{6} \cdot \left[ \frac{9 \cdot \sigma_x^2 - 18 \cdot \sigma_x \cdot \sigma_y + 9 \cdot \sigma_y^2}{4 \cdot \sigma_{eq}^2} + \frac{9 \cdot \sigma_y^2 - 18 \cdot \sigma_y \cdot \sigma_z + 9 \cdot \sigma_z^2}{4 \cdot \sigma_{eq}^2} \right. \\ &\quad + \left. \frac{9 \cdot \sigma_z^2 - 18 \cdot \sigma_z \cdot \sigma_x + 9 \cdot \sigma_x^2}{4 \cdot \sigma_{eq}^2} \right] + \frac{9 \cdot \sigma_{xy}^2}{4 \cdot \sigma_{eq}^2} + \frac{9 \cdot \sigma_{yz}^2}{4 \cdot \sigma_{eq}^2} + \frac{9 \cdot \sigma_{zx}^2}{4 \cdot \sigma_{eq}^2} \\ &= \frac{3}{4} \cdot \left[ \frac{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y - \sigma_y \cdot \sigma_z - \sigma_z \cdot \sigma_x + 3 \cdot (\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2)}{\sigma_{eq}^2} \right] \\ &= \frac{3}{4} \quad \text{für } \sigma_{eq} \neq 0 \quad (C.4) \end{aligned}$$

Da auch primäres Kriechen durch eine Deviatorspannung hervorgerufen wird, ist die mathematische Einschränkung  $\sigma_{eq} \neq 0$  somit für die Verwendung in Gleichung (6.1) immer erfüllt.

## **D Ergänzende Berechnungsergebnisse**

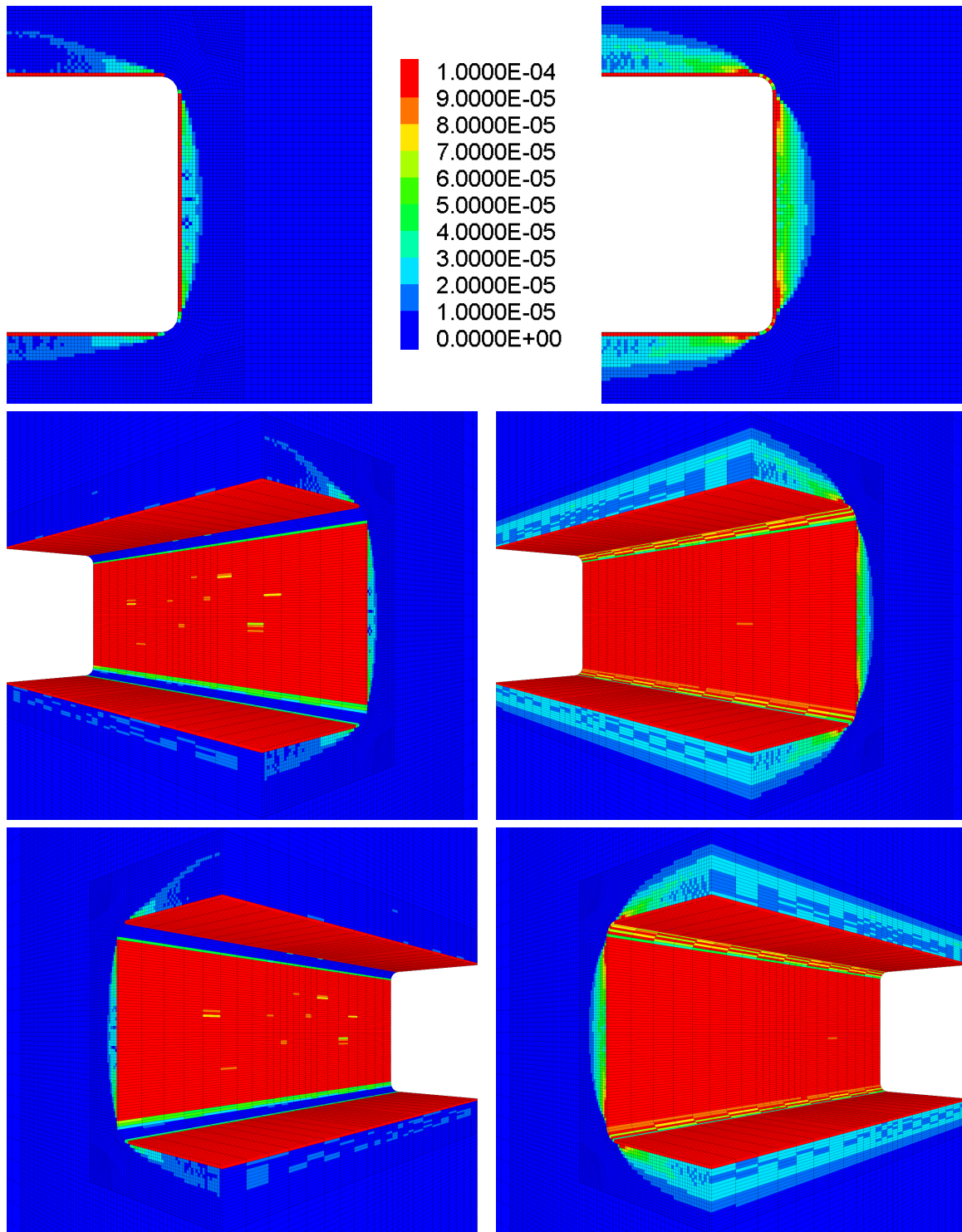


Abbildung D.1: Schädigungsvolumendehnung [-] 2 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung



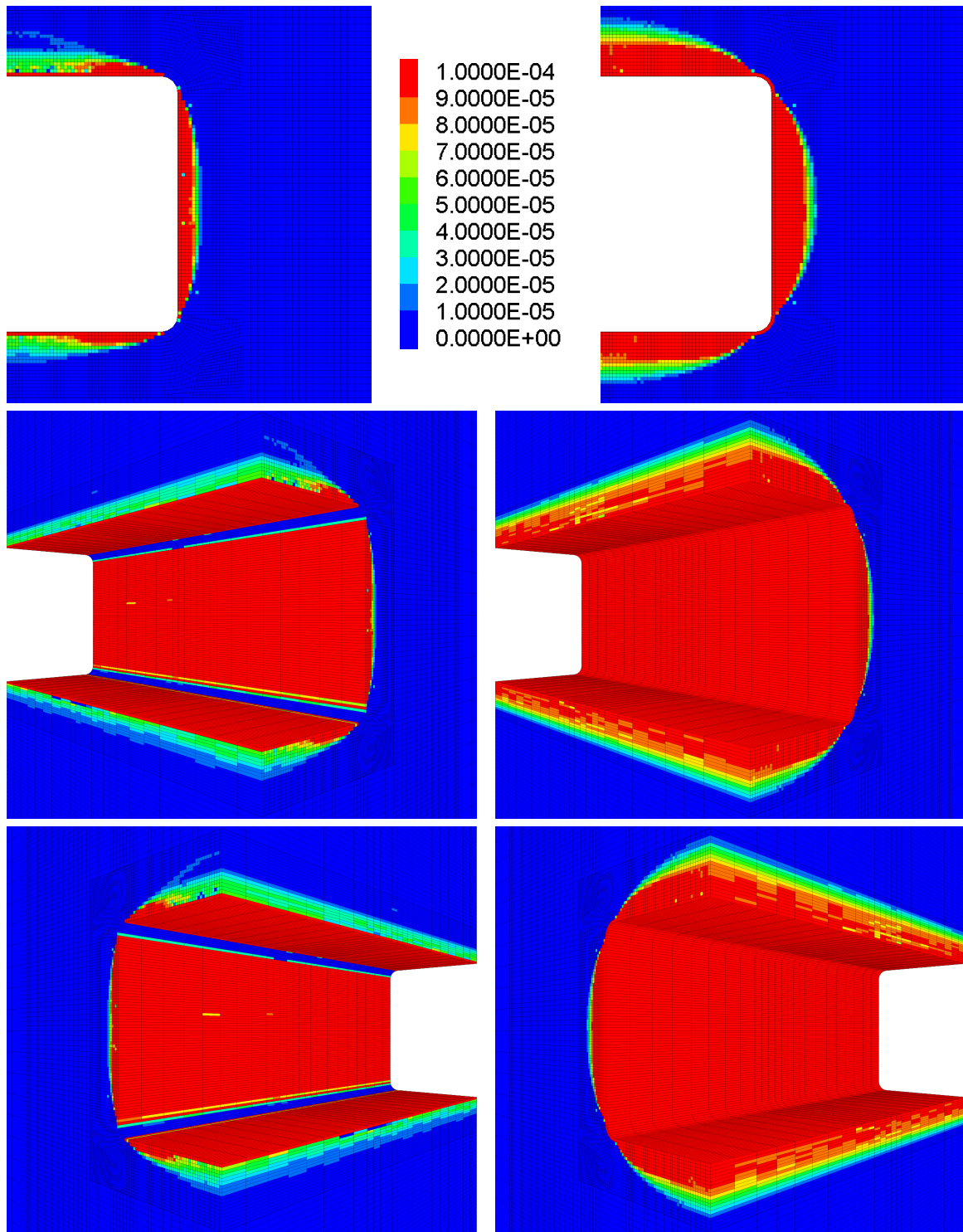


Abbildung D.2: Schädigungsvolumendehnung [-] 6 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

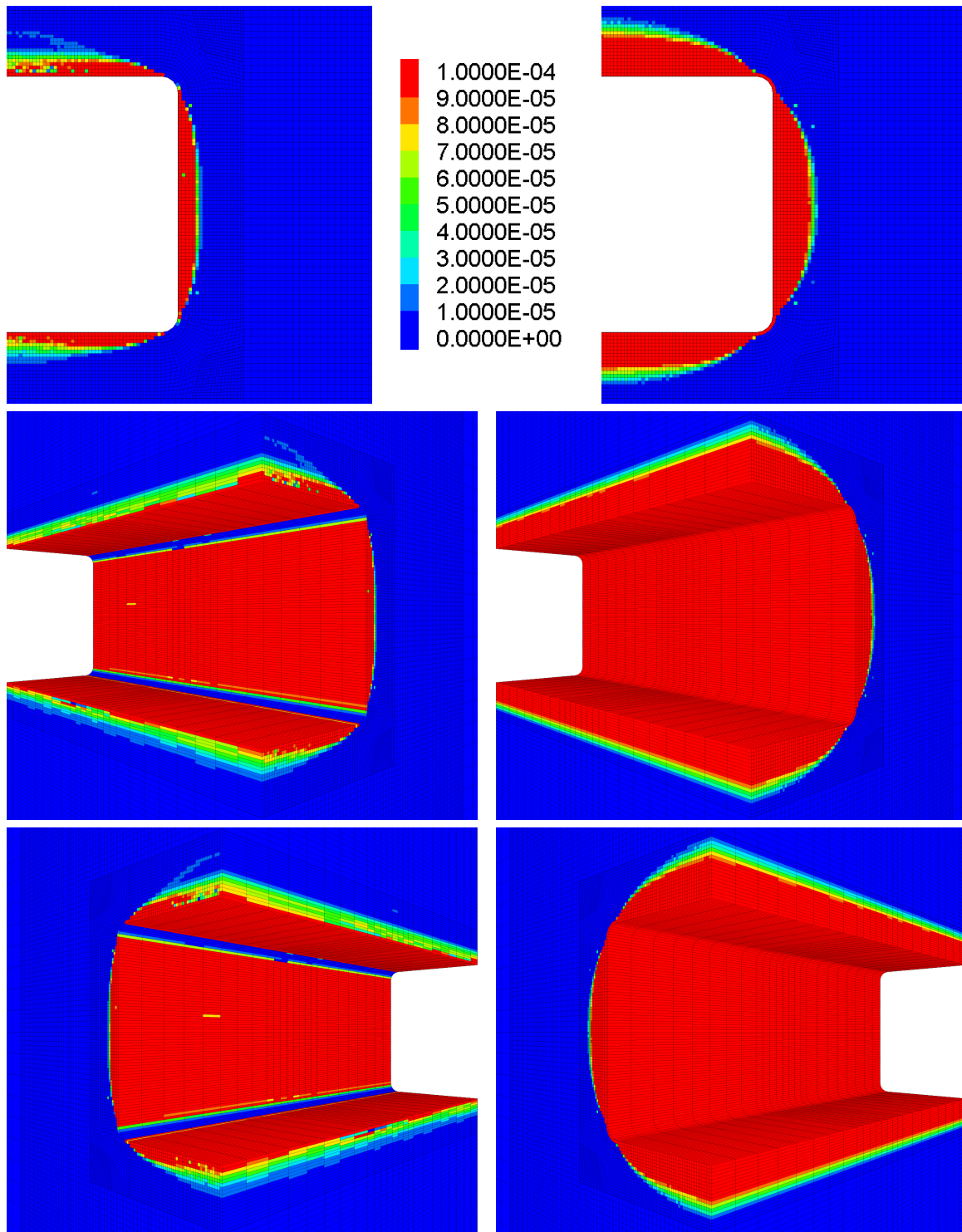


Abbildung D.3: Schädigungsvolumendehnung [-] 10 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

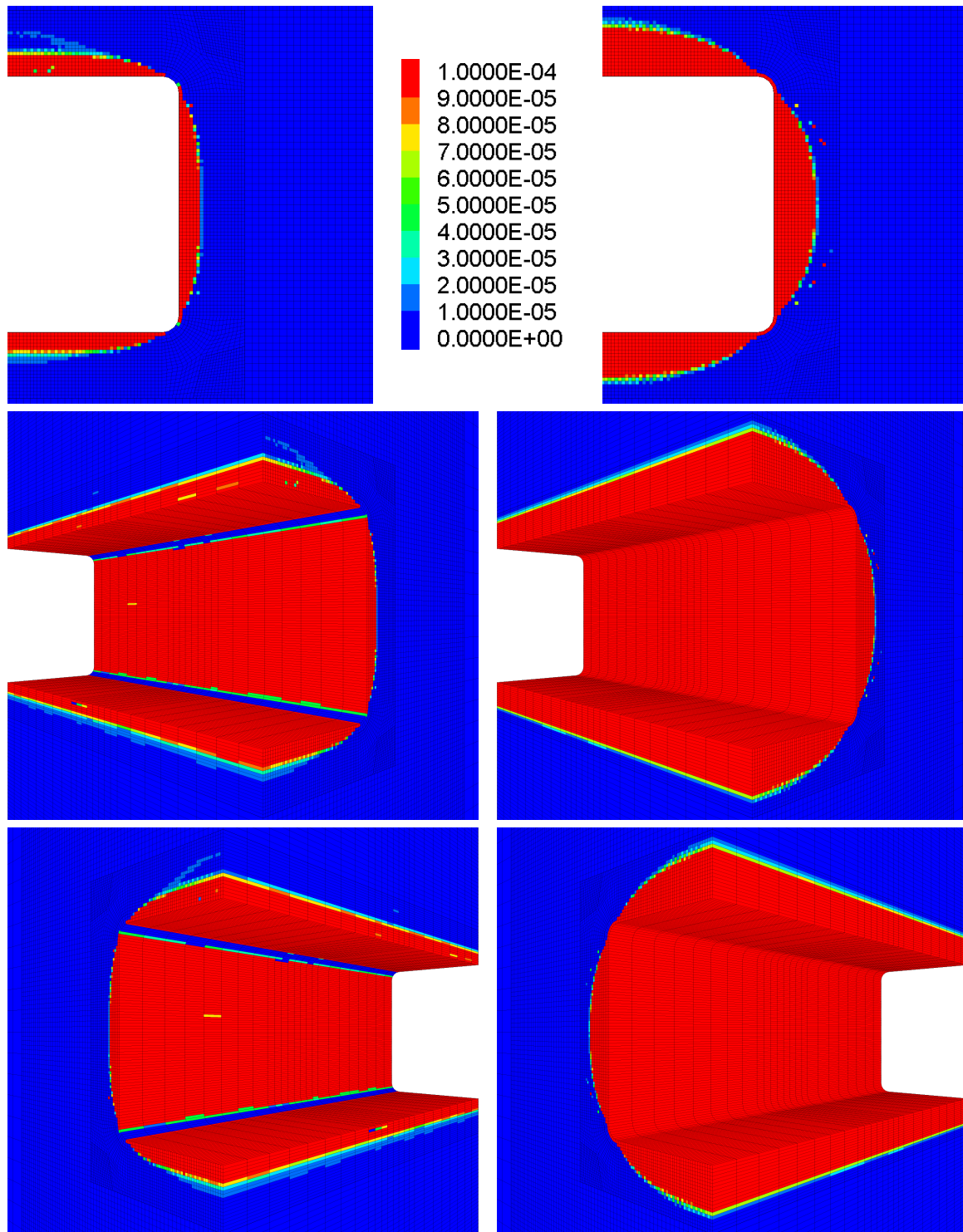


Abbildung D.4: Schädigungsvolumendehnung [-] 30 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

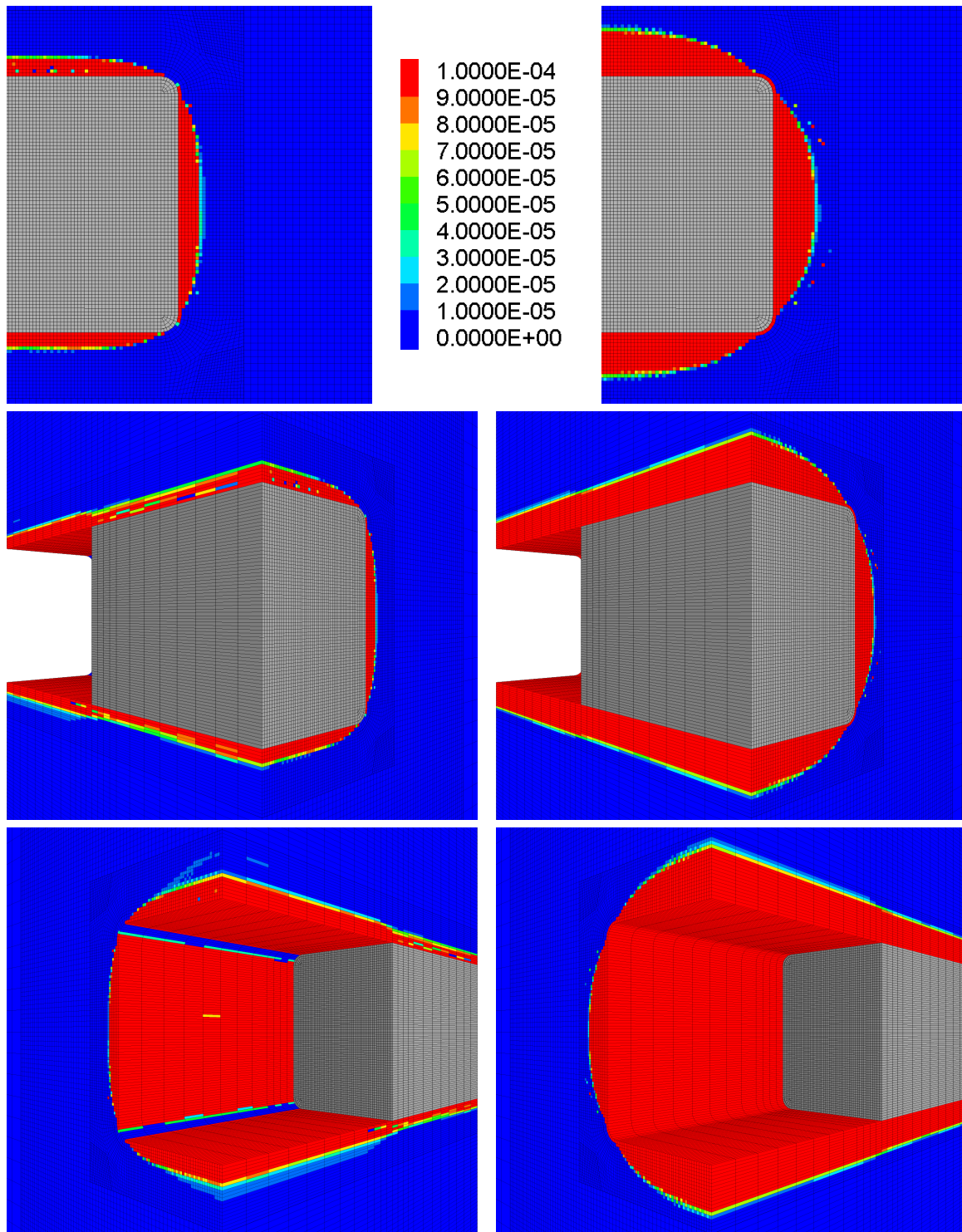


Abbildung D.5: Schädigungsvolumendehnung [-] 2 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung



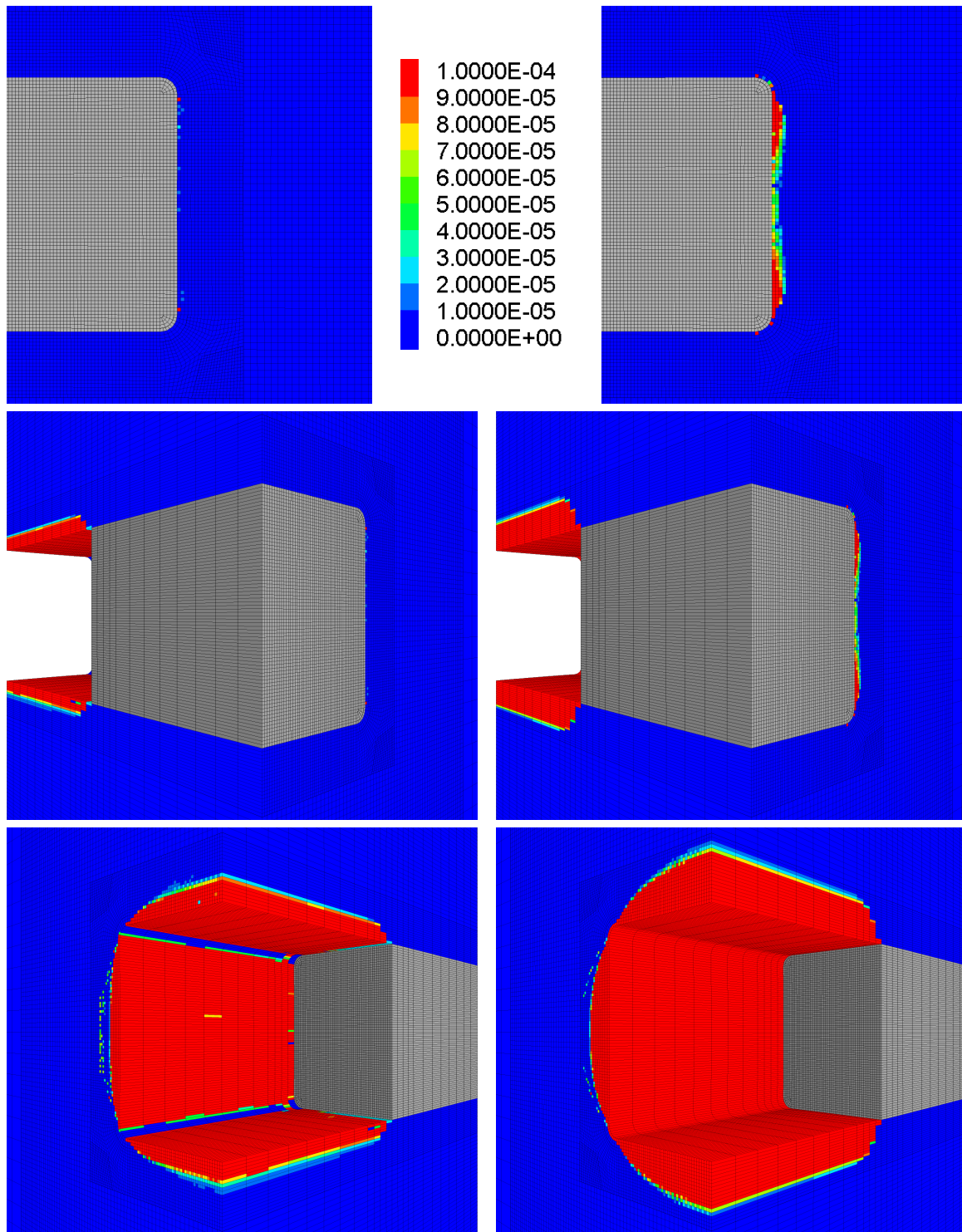


Abbildung D.6: Schädigungsvolumendehnung [-] 6 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

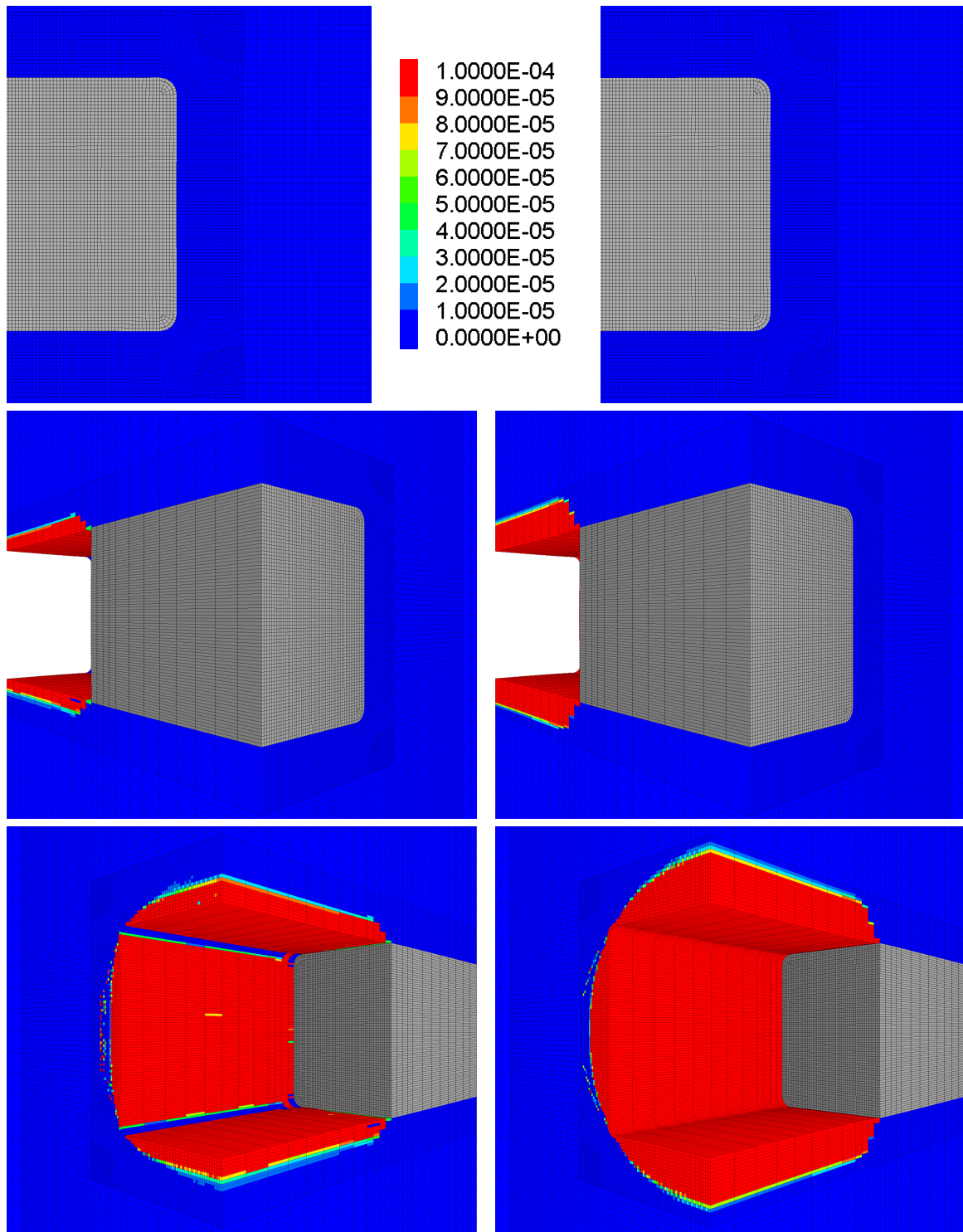


Abbildung D.7: Schädigungsvolumendehnung [-] 10 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

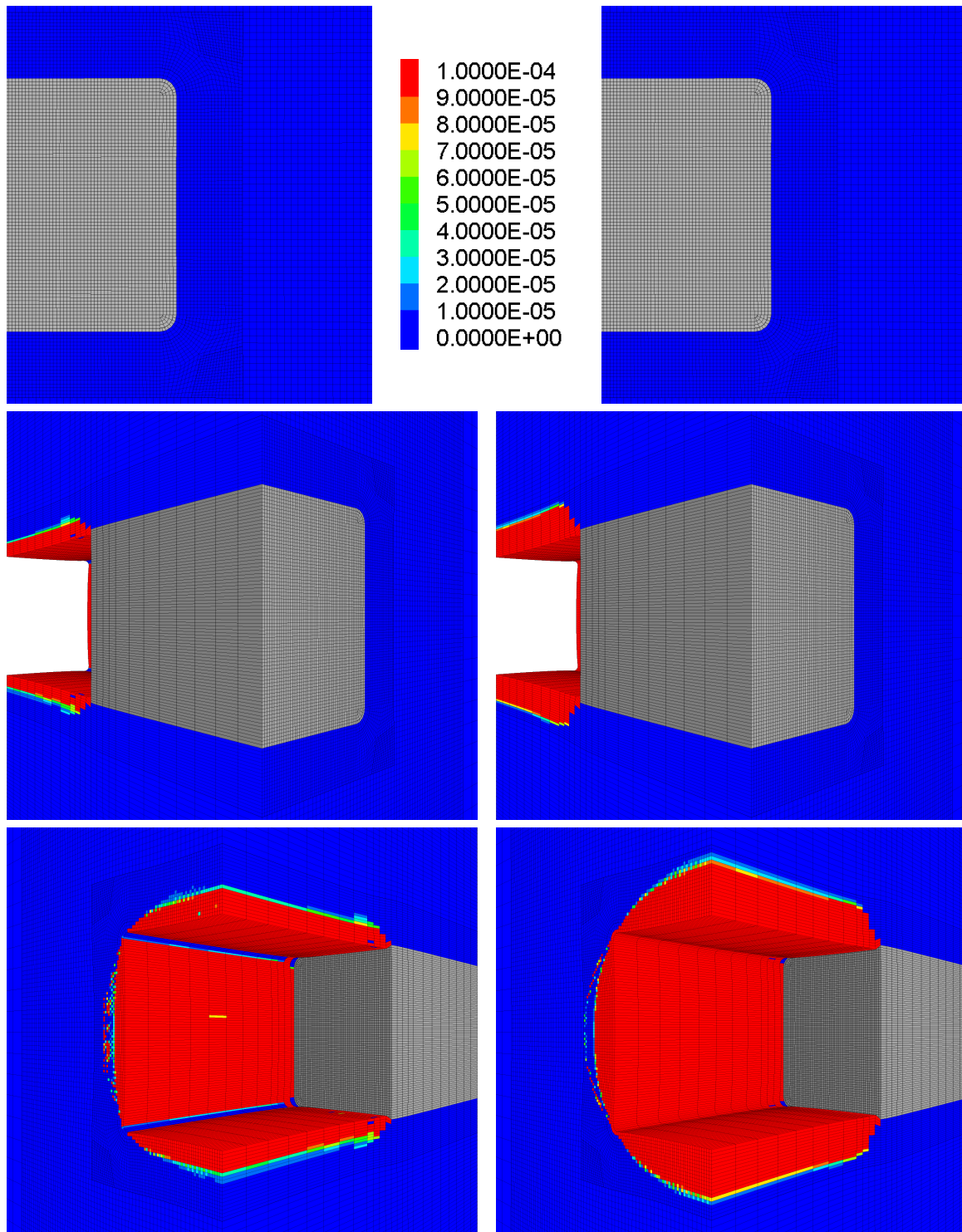


Abbildung D.8: Schädigungsvolumendehnung [-] 30 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung



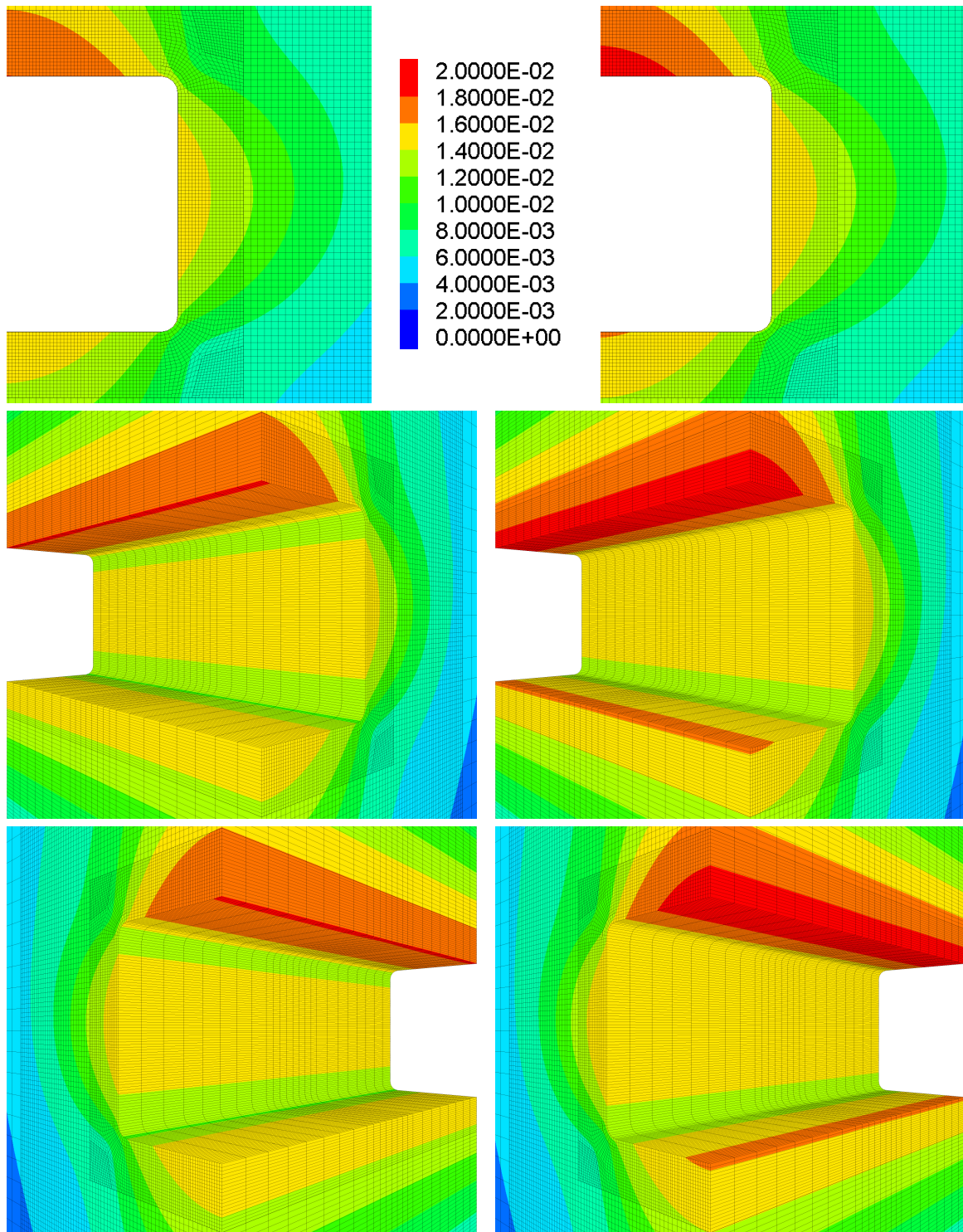


Abbildung D.9: Betrag der Verformung [m] 2 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung



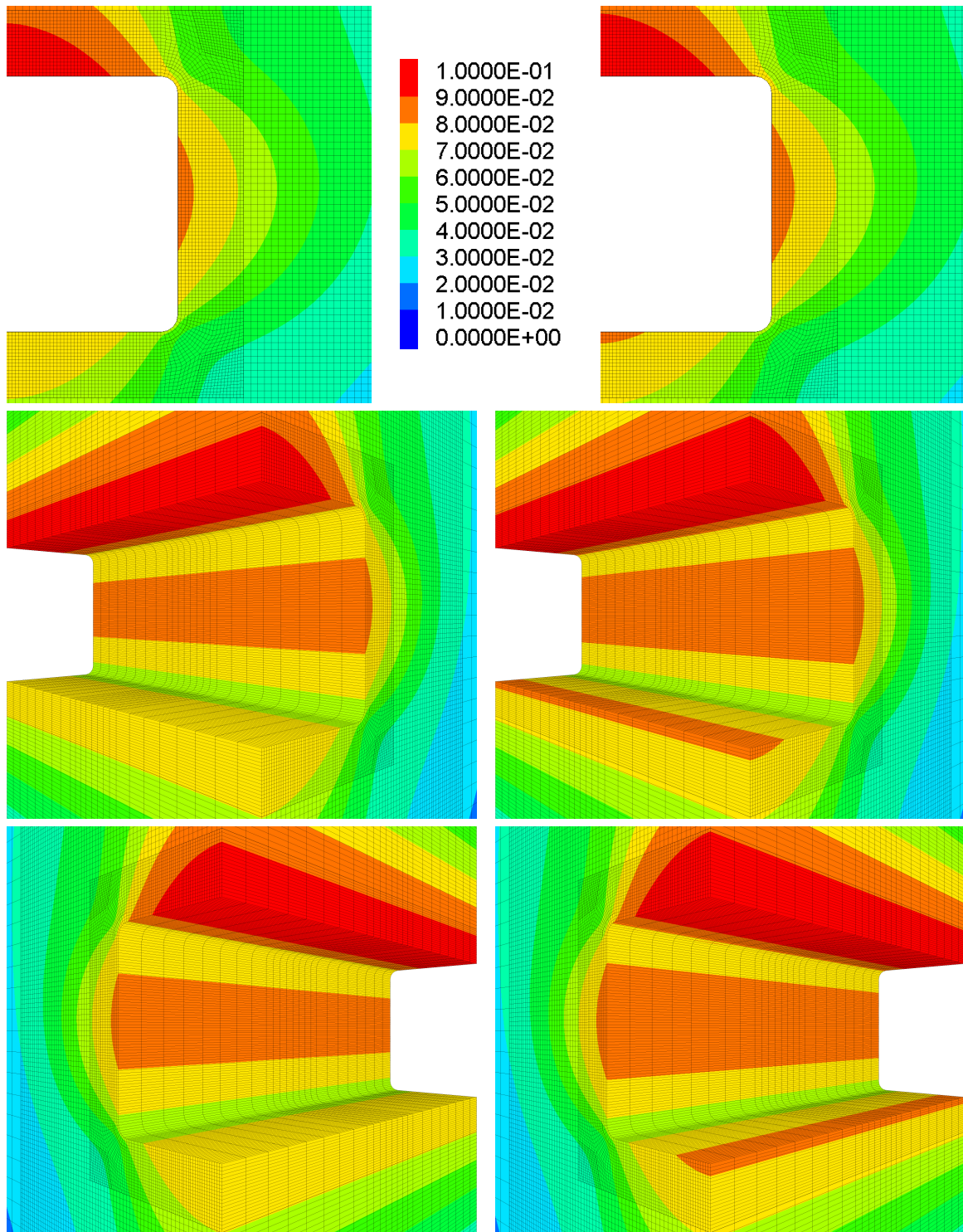


Abbildung D.10: Betrag der Verformung [m] 6 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

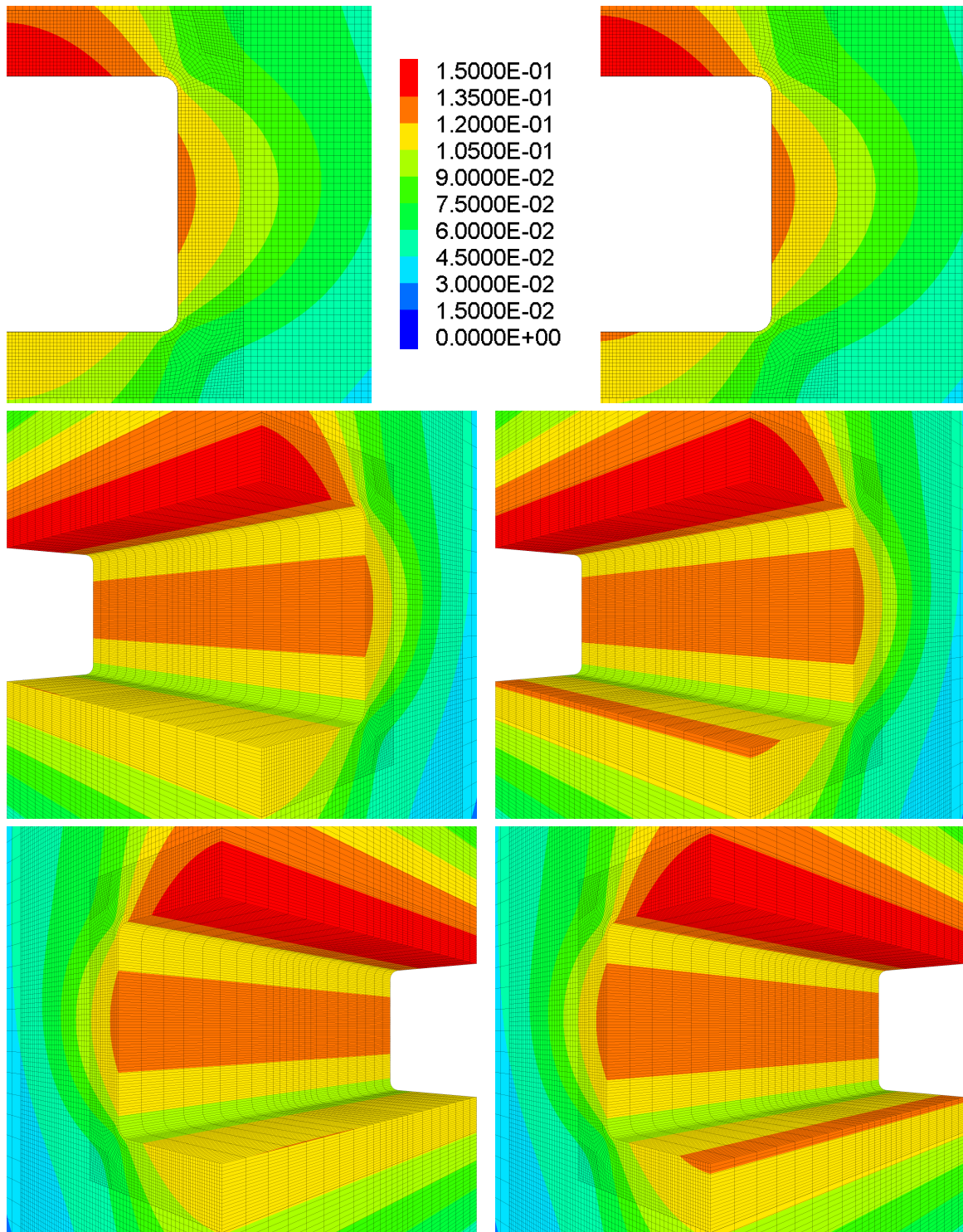


Abbildung D.11: Betrag der Verformung [m] 10 Jahre nach Aufführung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

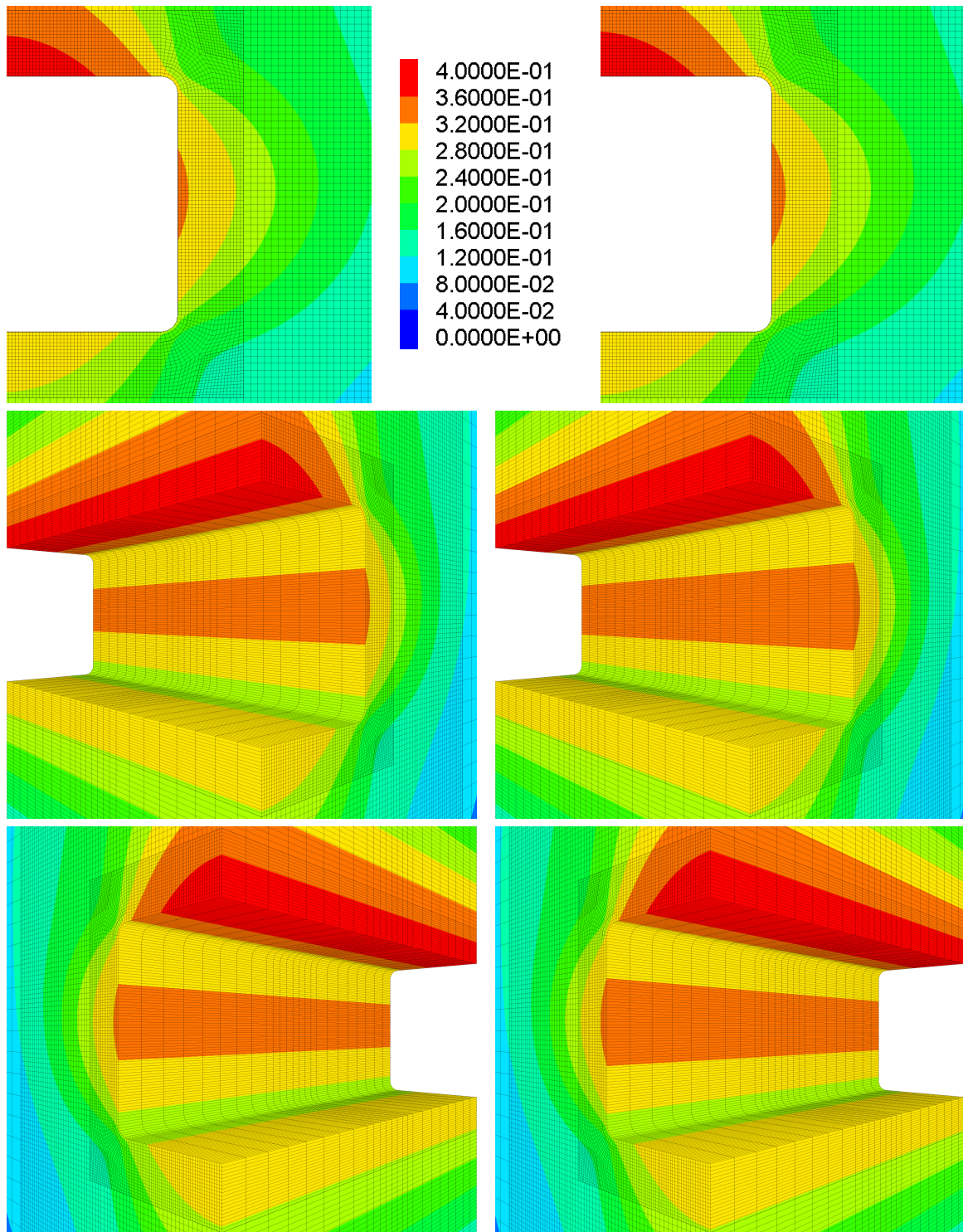


Abbildung D.12: Betrag der Verformung [m] 30 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

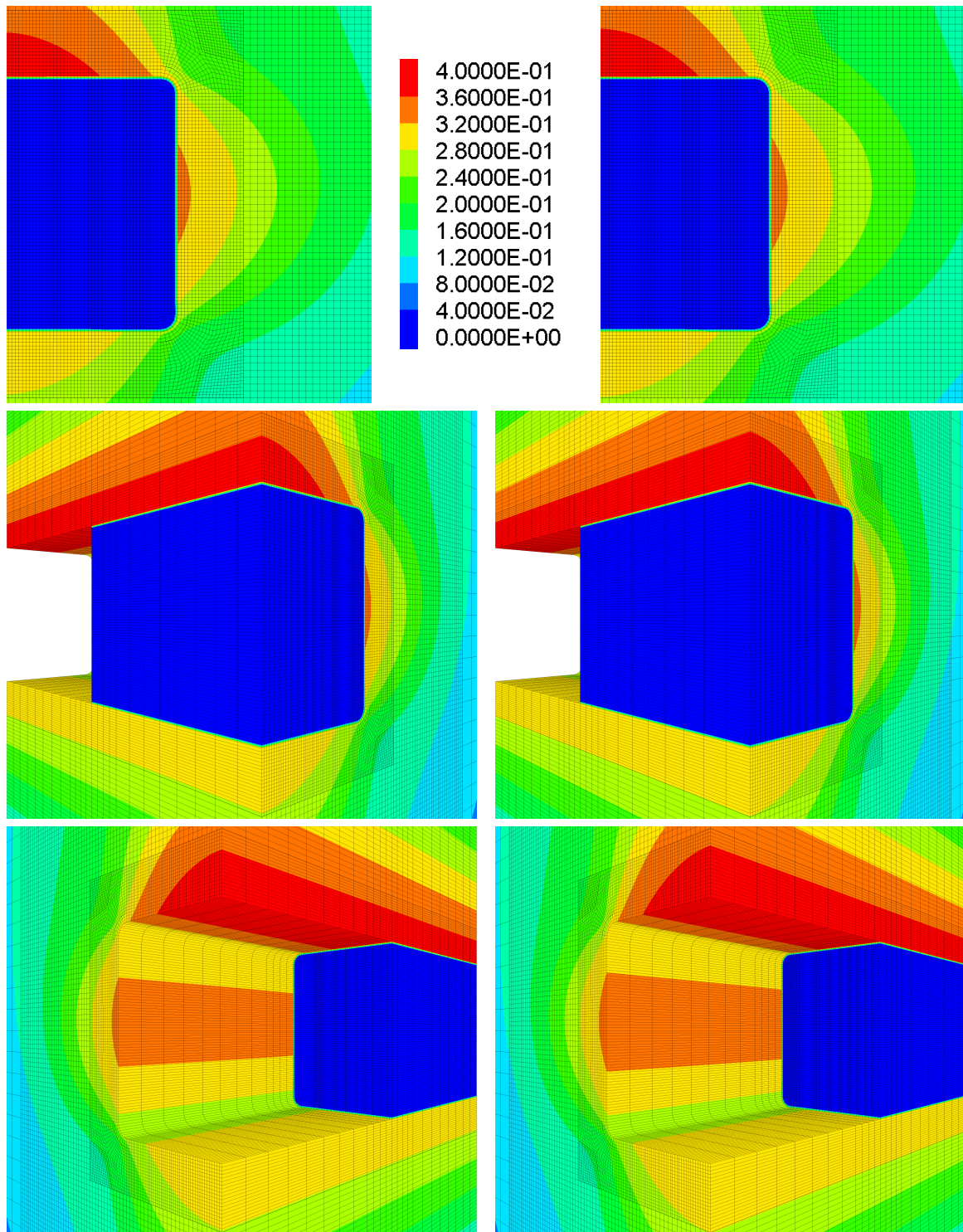


Abbildung D.13: Betrag der Verformung [m] 2 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung



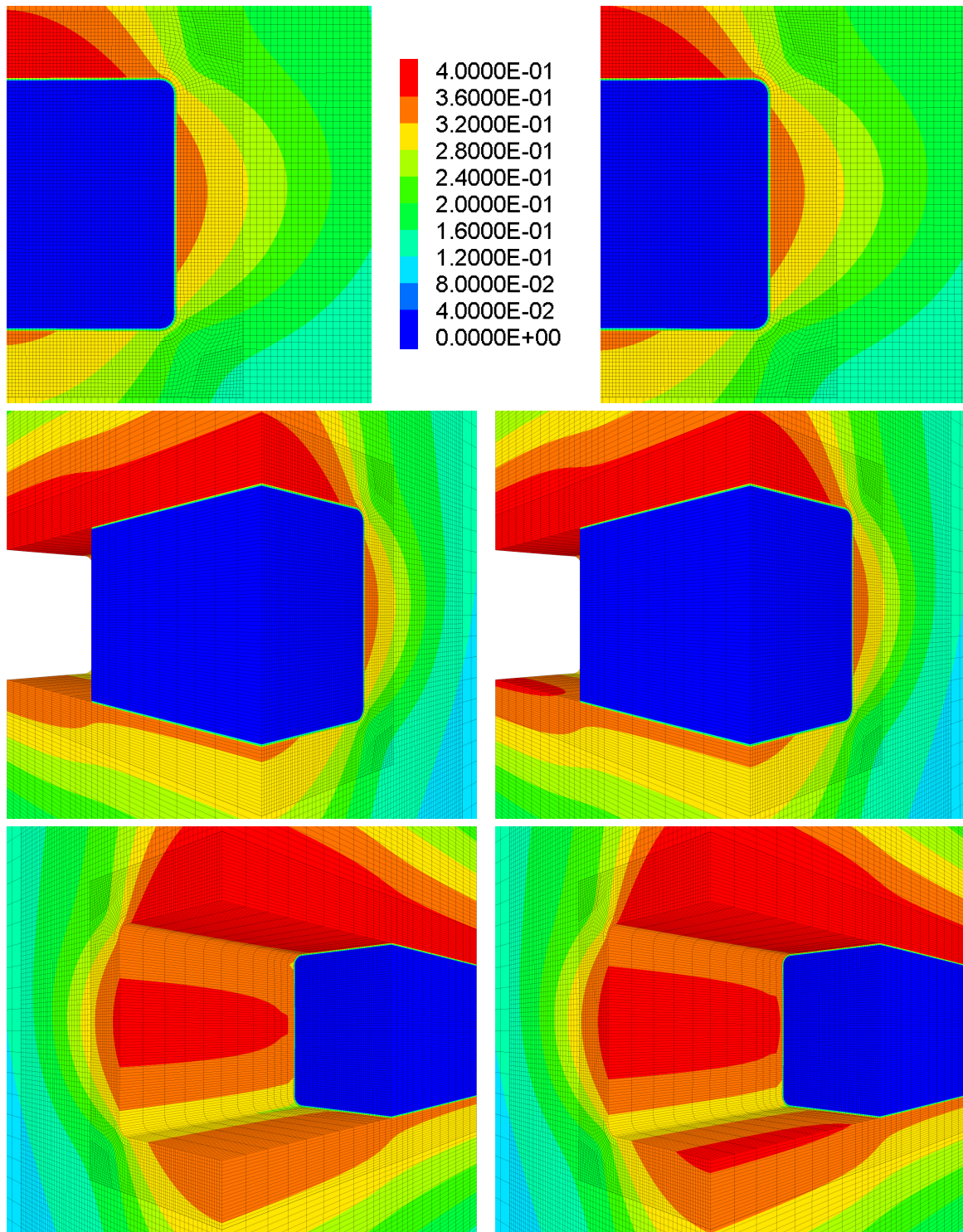


Abbildung D.14: Betrag der Verformung [m] 6 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

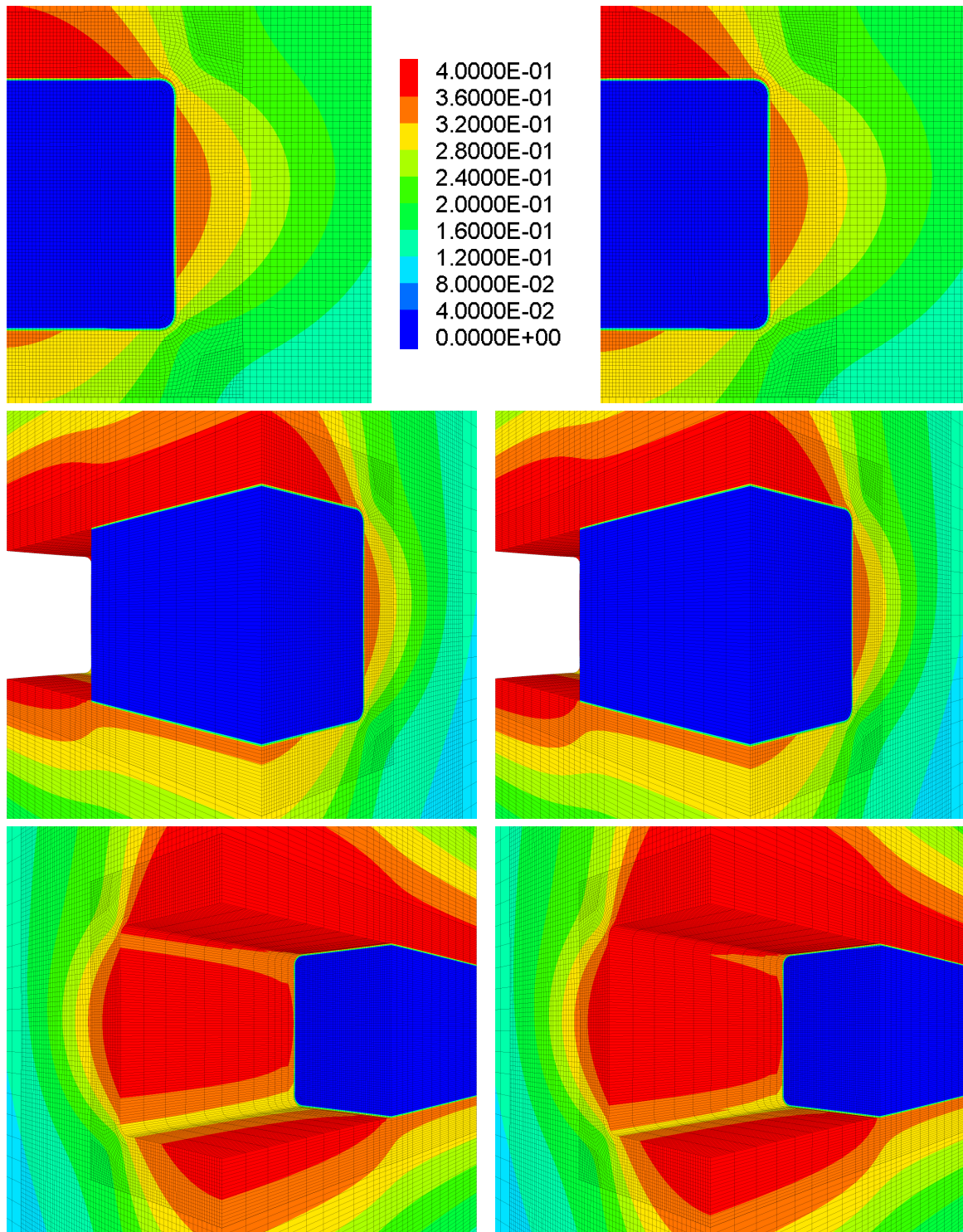


Abbildung D.15: Betrag der Verformung [m] 10 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

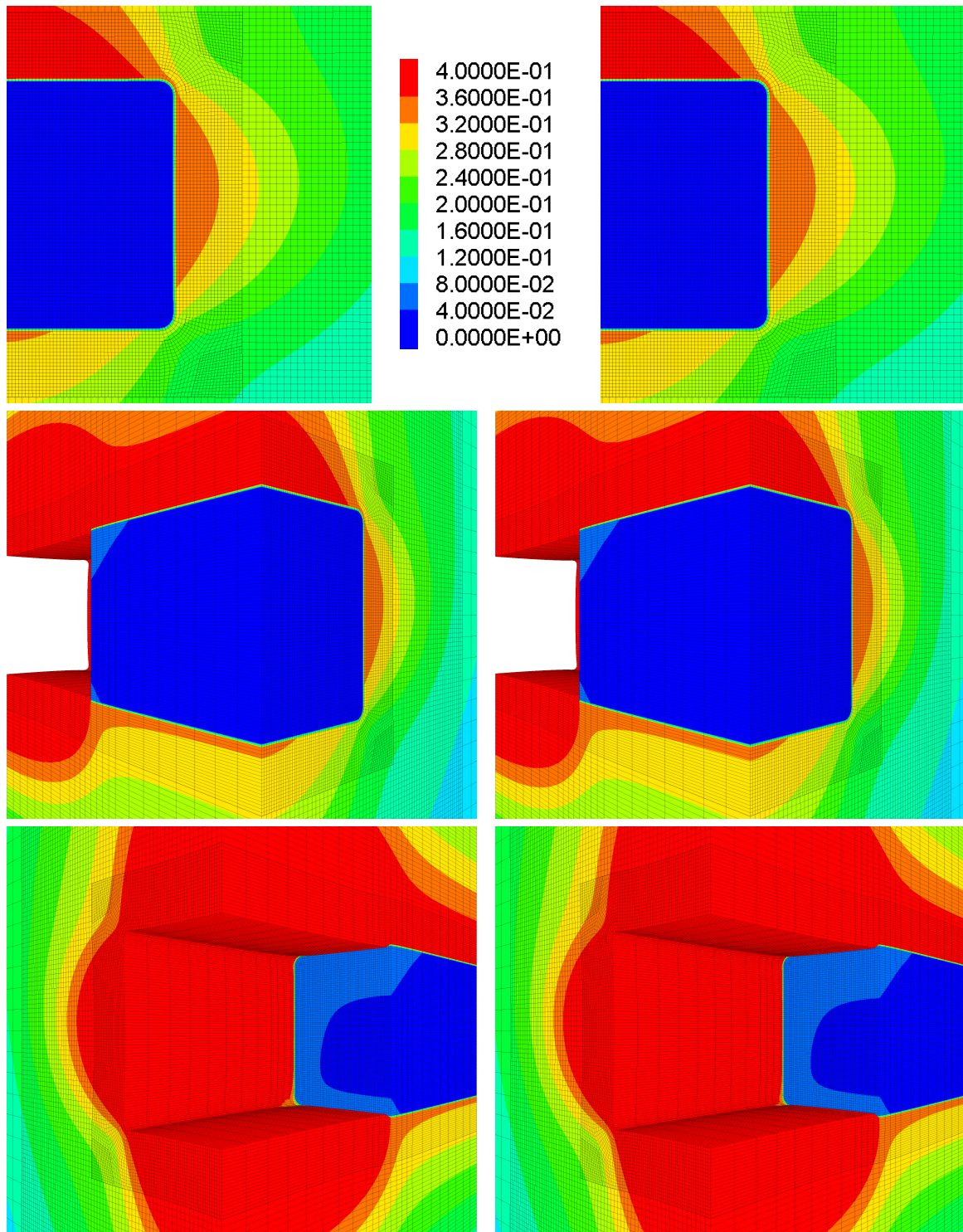


Abbildung D.16: Betrag der Verformung [m] 30 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung



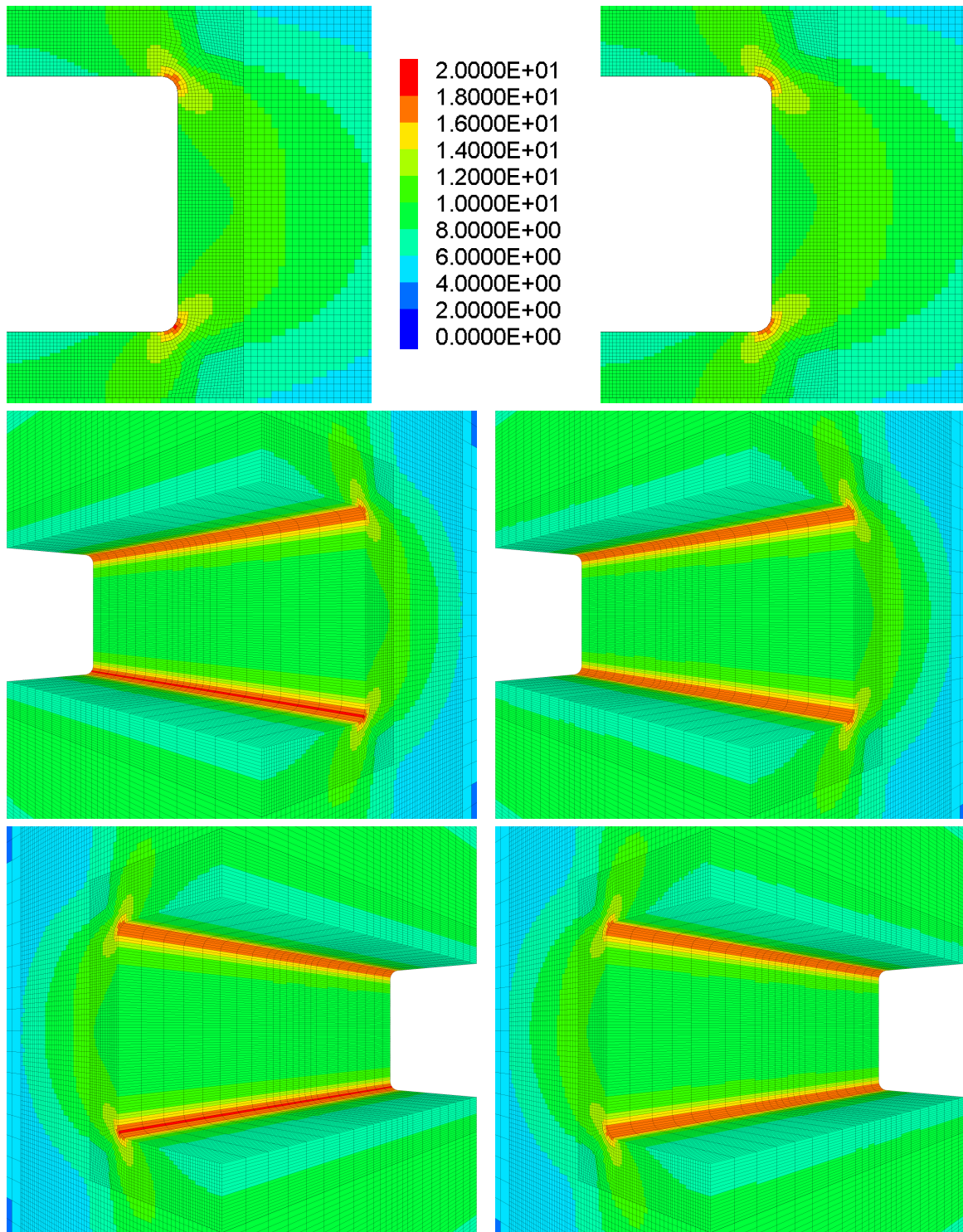


Abbildung D.17: Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] 2 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung



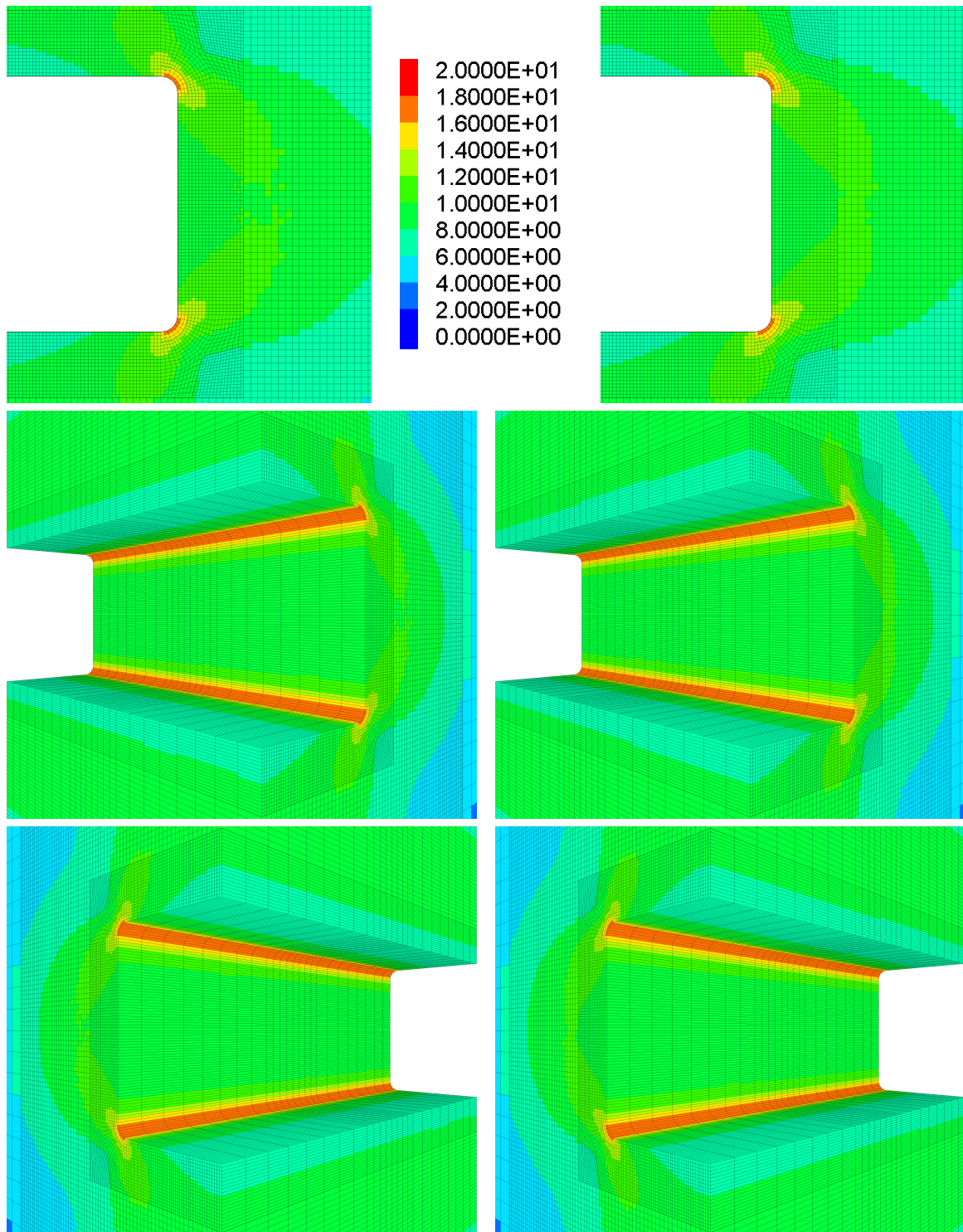


Abbildung D.18: Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] 6 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

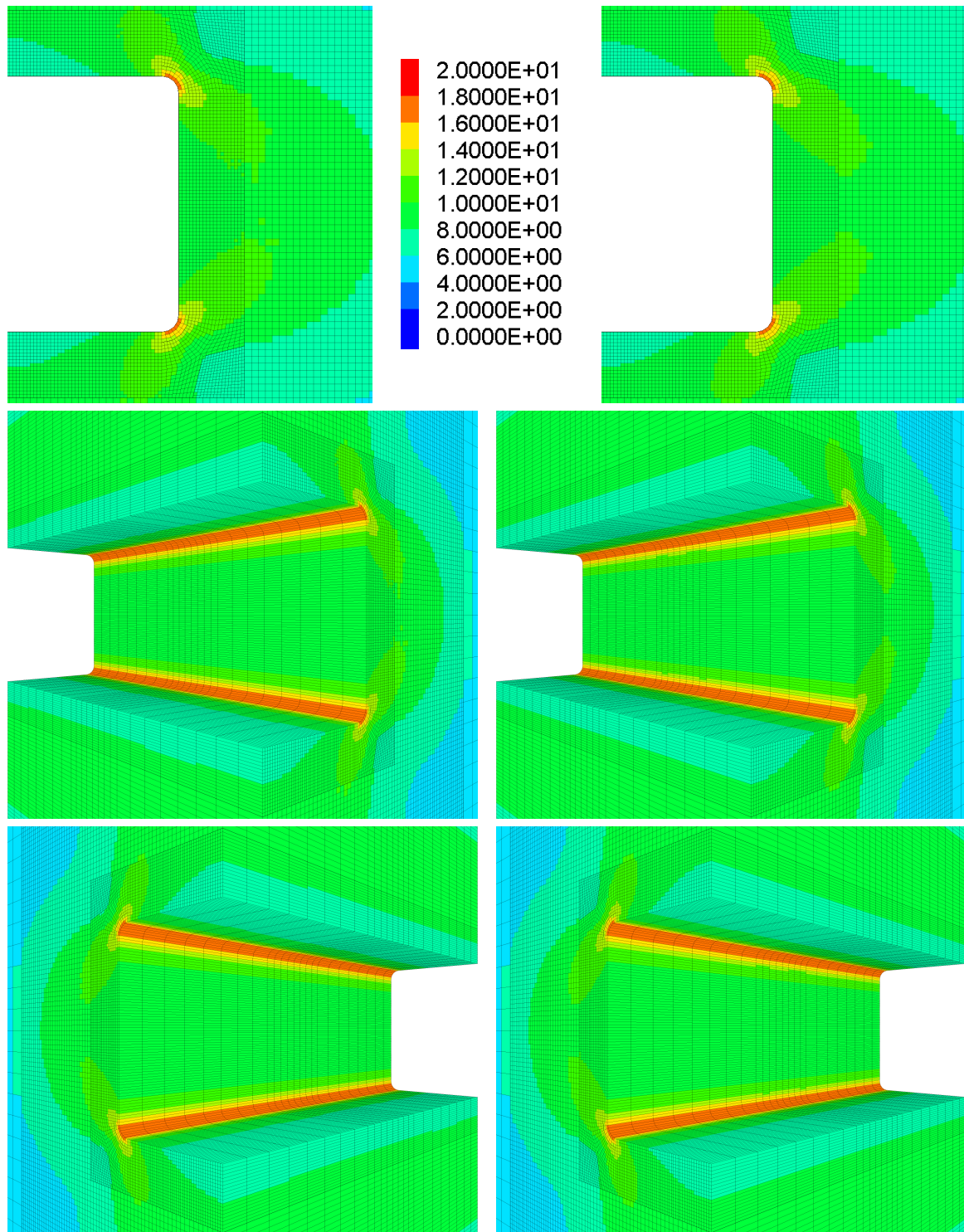


Abbildung D.19: Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] 10 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

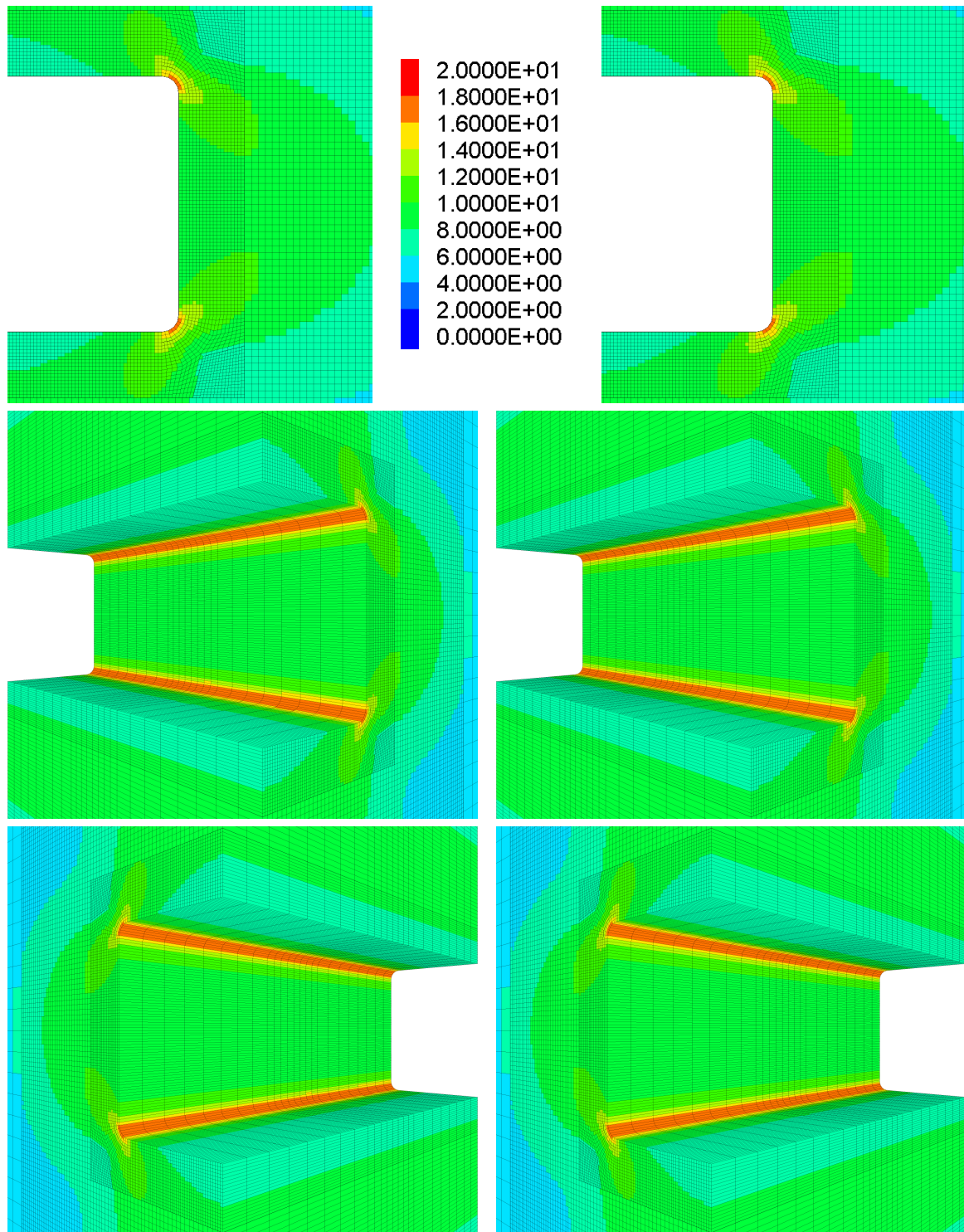


Abbildung D.20: Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] 30 Jahre nach Auffahrung  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

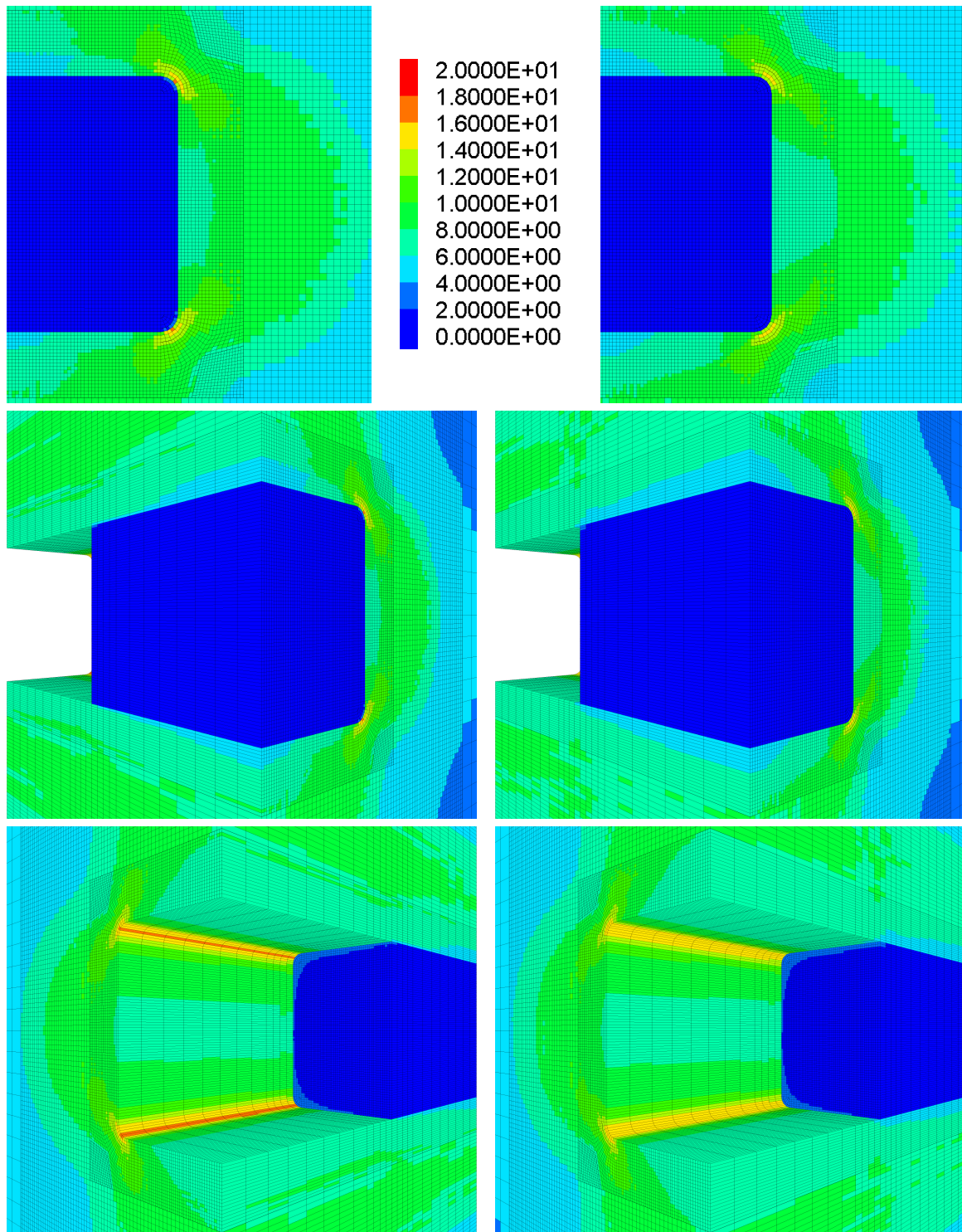


Abbildung D.21: Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] 2 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung



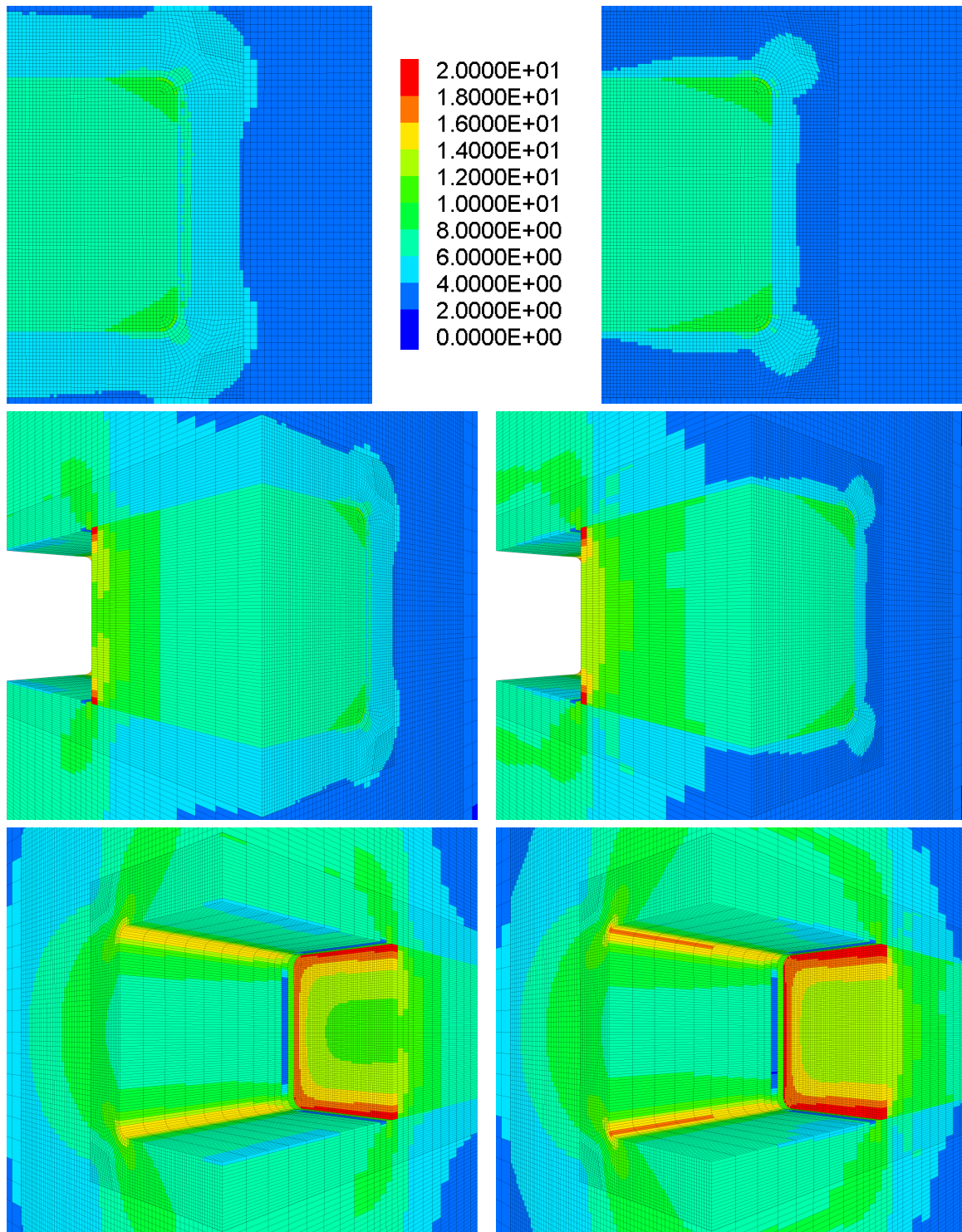


Abbildung D.22: Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] 6 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

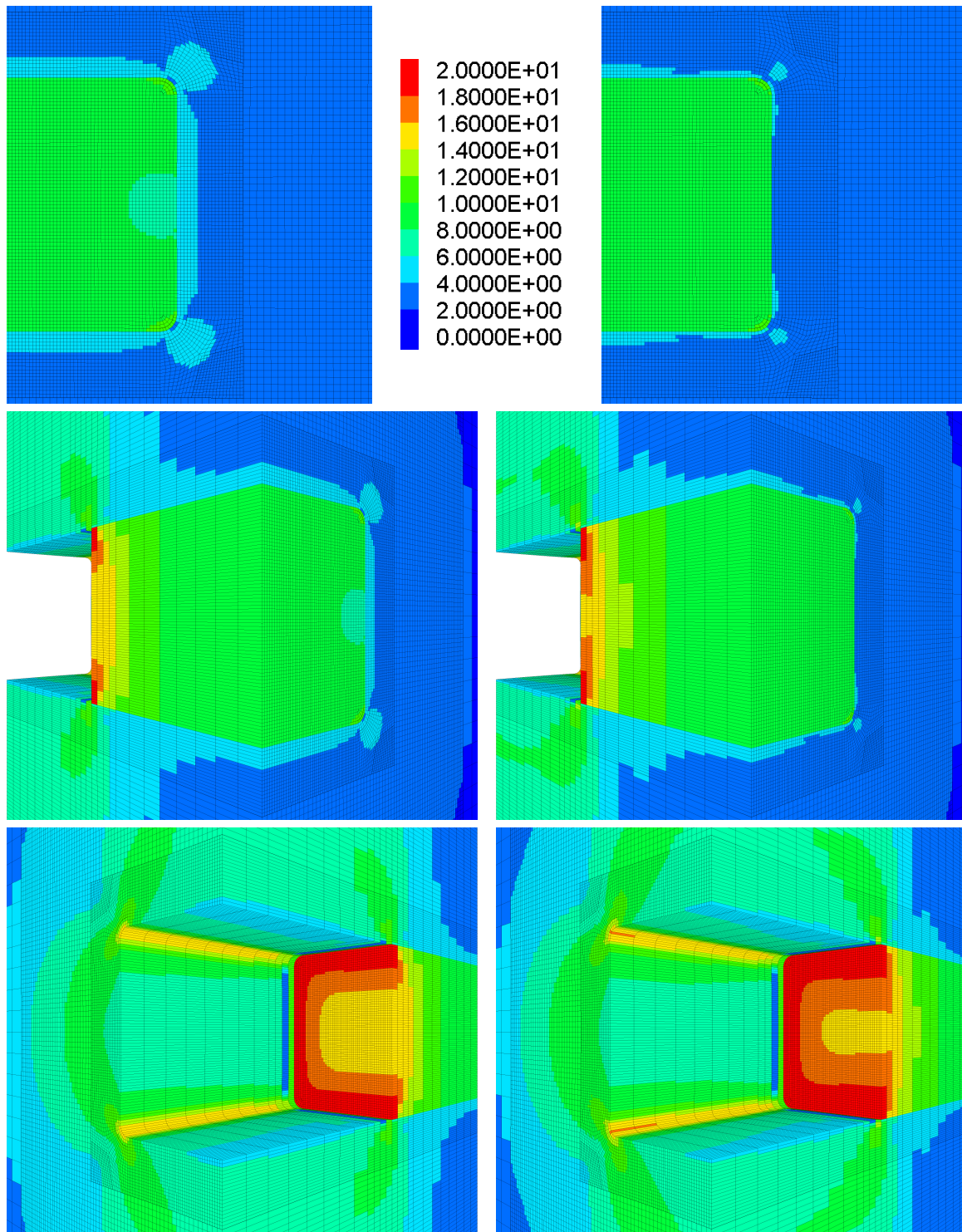


Abbildung D.23: Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] 10 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung

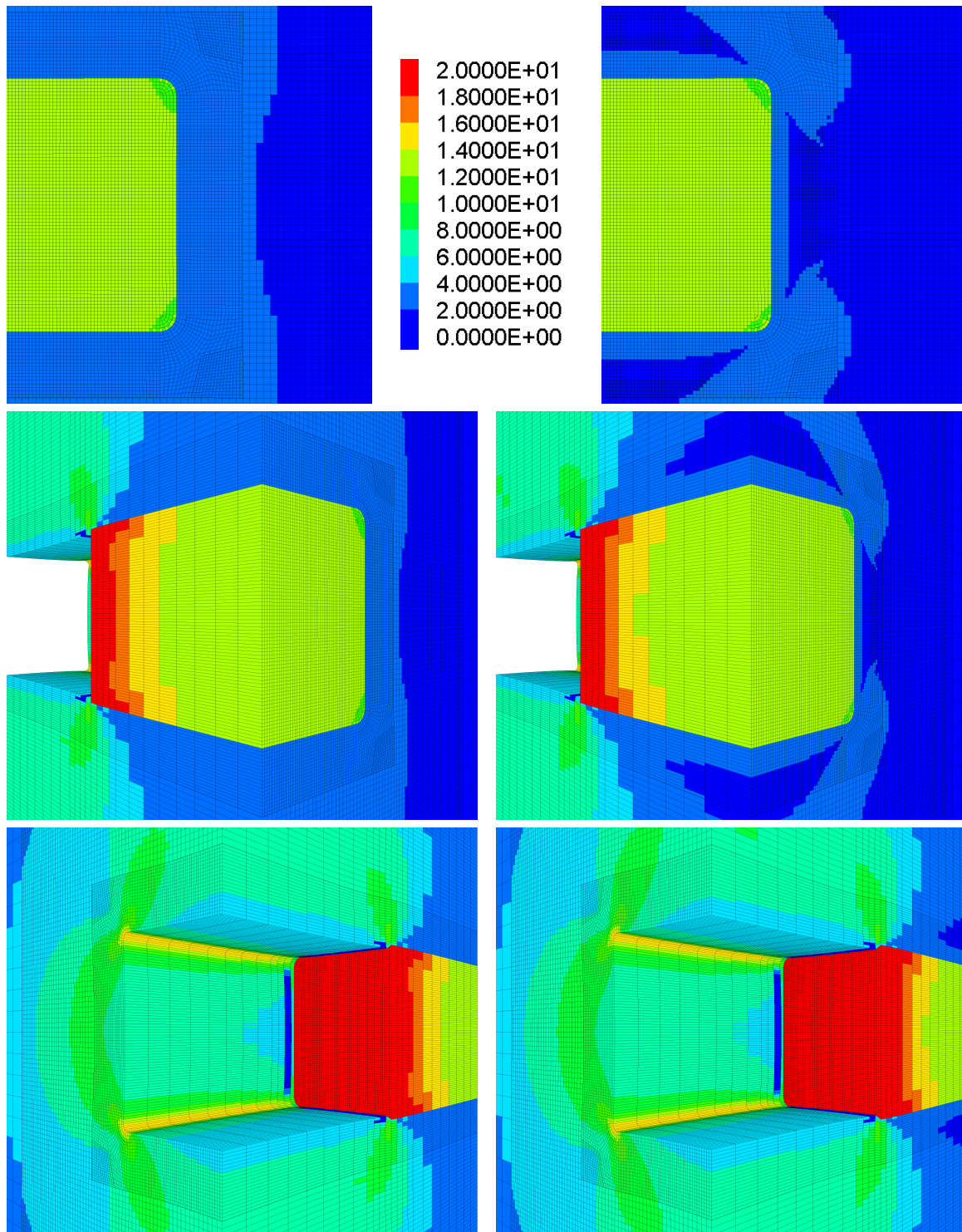


Abbildung D.24: Von-Mises-Vergleichsspannung [MPa] 30 Jahre nach Dammeinbau  
Links: vor Weiterentwicklung  
Rechts: nach Weiterentwicklung